

Optimisation des paramètres de détournage des composites à fibres de lin et comparaison avec le détournage des composites à fibres de verre

par

Nouha KARABIBENE

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE DE LA PRODUCTION AUTOMATISÉE
M. Sc. A.

MONTREAL, LE 18 DÉCEMBRE 2017

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Nouha Karabibene, 2017



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY
CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Jean-François Chatelain, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Yves Beauchamp, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Gilbert Lebrun, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'Université du Québec à Trois-Rivières

M. Thien-My Dao, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Antoine Tahan, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 12 DÉCEMBRE 2017

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

J'aimerais commencer par remercier mon directeur de recherche; Monsieur Jean-François Chatelain d'avoir cru en moi dès le début de la recherche, de m'avoir soutenu tant moralement que financièrement et d'avoir toujours été disponible pour me conseiller et m'orienter durant ces deux ans de maîtrise. Je tiens à le remercier également d'avoir été de bonne écoute d'un point de vue professionnel ainsi que personnel. Son soutien et ses encouragements pendant les moments les plus sombres m'ont permis de toujours garder le moral haut et d'avancer à pas sûrs tout au long de mes travaux de recherche. Je lui adresse ma gratitude de m'avoir permis d'approfondir mes connaissances et d'enrichir mon expérience professionnelle.

Un énorme merci à mes codirecteurs de recherche; Monsieur Yves Beauchamp et Monsieur Gilbert Lebrun, sans l'aide desquels je n'aurais jamais réussi à pousser si loin mon analyse. Je les remercie de leur professionnalisme et leur expertise qui m'a permis de bien mener mes recherches et d'acquérir de nouvelles connaissances dans le domaine des plans d'expérience et des matériaux composites, respectivement. Je remercie, particulièrement Monsieur Yves Beauchamp pour l'opportunité de charge de cours qu'il m'a offerte et de sa confiance en moi et Monsieur Gilbert Lebrun pour ses corrections minutieuses et perfectionnistes.

Je remercie chaleureusement le personnel de l'ÉTS; notamment Éric Marcoux, Joël Grignon et Louis-David Archambault, pour leur aide, leur disponibilité et leurs efforts inconditionnels pour bien réussir cette recherche.

J'adresse ma sincère gratitude au personnel du laboratoire de composites du Cégep de Saint Jérôme (CDCQ); Monsieur Daniel Poirier et Danny Cascitelli, pour leur dévouement et leurs explications précieuses concernant la mise en forme des composites.

Je dédie ce mémoire à ma famille, en particulier mes parents qui continuent à me soutenir moralement et affectivement et qui ont toujours été présents dans les meilleurs et pires moments de ma vie. À ma mère! À mon père!

OPTIMISATION DES PARAMÈTRES DE DÉTOURAGE DES COMPOSITES À FIBRES DE LIN ET COMPARAISON AVEC LE DÉTOURAGE DES COMPOSITES À FIBRES DE VERRE

Nouha KARABIBENE

RÉSUMÉ

Avec la croissante préoccupation environnementale, les matériaux composites à matrice plastique renforcée de fibres naturelles telles que les fibres de lin attirent de plus en plus les industriels et les chercheurs. Ils sont particulièrement intéressants compte tenu de leur biodégradabilité et de leurs propriétés intrinsèques comparables à celles des composites plastiques renforcés de fibres de verre (GFRP). En fait, les fibres de lin représentent un substitut réel aux fibres de verre pour le renforcement des matériaux polymères.

Certains travaux de recherche ont déjà débuté au cours des dernières années concernant l'aptitude à l'usinage de composites à fibres naturelles tels le chanvre, la jute ou le sisal, mais très peu se sont attardés jusqu'à maintenant à la fibre de lin. Cette étude a comme objectif principal de qualifier l'usinabilité des composites à fibres de lin/époxy en ce qui a trait à l'opération de type détournage. L'évolution des efforts de coupe et de l'intégrité de la surface (rugosité et délaminage) est étudiée en fonction des paramètres de coupe, de l'orientation des fibres et de la géométrie des outils de coupe ciblés. L'objectif secondaire de cette recherche est de comparer l'usinabilité en détournage de ce composite à celle du composite verre/époxy.

Pour caractériser l'usinabilité des matériaux, des essais de détournage à sec ont été effectués sur des laminés unidirectionnels en lin/époxy et en verre/époxy à l'aide de deux outils de coupe de géométrie et de matériaux différents. Le plan d'expérience proposé consiste en blocs aléatoires complets avec parcelles subdivisées. Les facteurs d'entrées sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, l'orientation des fibres et l'outil de coupe. Les réponses sont les efforts de coupe, le délaminage et le profil de la surface.

Les résultats montrent que le composite à fibres de lin est un matériau facilement usinable et très peu abrasif, le détournage générant une usure d'outil quasi nulle et de faibles efforts de coupe. Il a également été montré que les variables dépendantes de l'étude sont bien corrélées avec les facteurs présélectionnés. L'avance s'est avérée le facteur le plus influent sur ces réponses, suivi par l'orientation des fibres. Les fibres orientées à 0° présentent la meilleure qualité de détournage, et cela, quel que soit le type de renfort (lin ou verre). Les conditions de coupe optimales dans le cas du détournage du composite à fibres de lin, pour les outils étudiés, consistent en une faible avance et une vitesse de coupe élevée. Dans le cas du composite à fibres de verre, une avance intermédiaire et une faible vitesse de coupe représentent les conditions optimales. Le potentiel des fibres de lin pour remplacer les fibres de verre comme renforcement dans les composites a été confirmé, en ce qui concerne l'aspect d'usinabilité en détournage.

VIII

Mots-clés : Usinage, détournage, composite, fibres de lin (FFRP), fibres de verre (GFRP), usure d'outil, rugosité, délaminage, efforts de coupe.

OPTIMIZATION OF TRIMMING PARAMETERS OF FLAX FIBER COMPOSITES AND COMPARISON WITH GLASS FIBER COMPOSITES TRIMMING

Nouha KARABIBENE

ABSTRACT

With growing environmental concerns, plastic matrix composite materials reinforced with natural fibers such as flax fibers are increasingly attracting for both the industrial and research communities. They are particularly interesting considering their biodegradability. Moreover, their intrinsic properties are comparable to those of glass fiber reinforced polymers (GFRP), especially their intrinsic modulus and strength. For these reasons, flax fibers have been identified by several researchers as a real substitute for glass fibers, as reinforcement in composite materials.

However, it is known that the machining processes of synthetic and some natural fibers composites generate several defects such as delamination and a poor surface quality. The main objective of this study is to qualify the machinability of the flax fiber composites in order to identify the optimal cutting conditions for given cutting tools (cutting speed and feed rate). The trends of the cutting forces and the surface integrity (roughness and delamination) are studied regarding the cutting parameters, the fibers orientation and the cutting tool geometry. The second objective of this study is to evaluate the potential of flax fibers, in terms of machinability, as a substitute reinforcement material to the glass fibers for some applications.

Dry trimming experiments were both conducted on unidirectional flax/epoxy laminates and glass/epoxy laminates. Two cutting tools with different materials and geometries were selected for this study. The surface finish and material integrity as well as the cutting forces are the two requirements to optimize in this research. The experimentation proposed is based on a split-split-plot randomized complete block design with input factors being the cutting speed, feed rate, fiber orientation and cutting tool. The responses are the cutting forces, the delamination and the surface roughness.

The results show that the flax fiber composite is easily machined and not abrasive. The detouring process lead to approximatively no tool wear and very low cutting forces. It is also shown that the measured responses are correlated with the preselected factors. The feed rate is proved to be the most influent factor on the responses, followed by fiber orientation. The 0° oriented fibers have the best trimming quality and thus regardless the reinforcement nature (flax or glass). Optimum cutting conditions when trimming the flax fiber composite are a low feed rate and a high cutting speed. In the case of the glass fiber composite, an intermediate feed and a low cutting speed are the optimum conditions. The potential of flax fibers to replace glass fibers as reinforcement in composites has been confirmed within a range of intermediate to high feed rates.

Keywords: Machining, trimming, composite, flax fibers (FFRP), glass fibers (GFRP), cutting tool wear, roughness, delamination, cutting forces.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	5
1.1 Généralités sur les composites et leurs constituants	5
1.1.1 Les matrices	6
1.1.2 Les renforts	7
1.1.2.1 Les fibres naturelles (en particulier les fibres de lin).....	9
1.1.2.2 Les fibres synthétiques, cas des fibres de verre	14
1.1.3 Interface fibre/matrice.....	15
1.1.4 Procédés de fabrication	19
1.1.5 Caractéristiques et applications des composites à fibres naturelles.....	21
1.1.5.1 Caractéristiques des composites à fibres naturelles	21
1.1.5.2 Application des composites à fibres naturelles	28
1.1.6 Caractéristiques et applications des composites à fibres de verre	29
1.1.6.1 Caractéristiques des composites à fibres de verre.....	30
1.1.6.2 Application des composites à fibres de verre	31
1.2 Détourage des composites renforcés par des fibres	32
1.2.1 Effet des conditions de coupe	33
1.2.2 Effet de l'orientation des fibres.....	37
1.2.3 Effet de la géométrie et du revêtement de l'outil de coupe	40
1.3 Usure de l'outil de coupe	45
1.3.1 Expérimental	45
1.3.2 Norme et modèle	49
1.4 Conclusion, limitation des études et objectifs de la recherche	52
CHAPITRE 2 MÉTHODOLOGIE	55
2.1 Introduction.....	55
2.2 Préparation des matériaux	57
2.2.1 Description et choix des matériaux.....	57
2.2.1.1 Matériau de l'étude	57
2.2.1.2 Matériau de référence	59
2.2.2 Fabrication des plaques	59
2.3 Plan d'expérience et description du matériel	65
2.3.1 Machine et gabarit d'usinage	65
2.3.2 Montage des plaques et définition de l'orientation des fibres	68
2.3.3 Description des outils de coupe	72
2.4 Essais préliminaires	73
2.5 Plan d'expérience (DOE)	75
2.6 Instruments et protocoles de mesure	81
2.6.1 Mesure de la rugosité	81
2.6.1.1 Profil de rugosité R (mode d'usinage en opposition)	84

2.6.1.2	Profil primaire P (mode d'usinage en opposition).....	86
2.6.1.3	Profil de rugosité R longitudinal (mode d'usinage en avalant) ..	86
2.6.2	Mesure des efforts de coupe	86
2.6.3	Mesure du délaminage	89
2.6.4	Mesure de l'usure de l'outil de coupe.....	92
2.7	Vérification de la qualité des plaques	94
CHAPITRE 3 ÉTUDE DE L'USINABILITÉ DES COMPOSITES À FIBRES DE LIN		97
3.1	Introduction.....	97
3.2	Analyse de la morphologie des copeaux.....	97
3.3	Corrélation entre les facteurs	99
3.4	Traitement préliminaire des résultats.....	101
3.5	Résultats de l'intégrité de la surface	103
3.5.1	Profil de la rugosité.....	103
3.5.1.1	Résultats expérimentaux de la rugosité longitudinale (usinage en opposition).....	104
3.5.1.2	Rugosité transversale vs longitudinale (usinage en opposition).....	114
3.5.1.3	Opposition vs avalant (mesures longitudinales)	117
3.5.2	Profil primaire.....	118
3.5.2.1	Profil longitudinal Pa	118
3.5.2.2	Profil primaire vs profil de rugosité.....	121
3.5.3	Résultats du délaminage	123
3.6	Résultats de l'usinabilité	133
3.6.1	Forces de coupe.....	133
3.6.2	Usure de l'outil de coupe	149
3.7	Traitement statistique des données et interprétation des résultats	150
3.7.1	Analyse statistique du profil de rugosité Ral	151
3.7.2	Analyse statistique des efforts de coupe	154
3.7.2.1	Effort d'avance Ff	154
3.7.2.2	Effort normal F_n	155
3.7.2.3	Effort axial F_p	157
3.7.3	Analyse statistique du délaminage.....	159
3.8	Conclusion et optimisation globale.....	161
CHAPITRE 4 COMPARAISON GFRP VS FFRP		163
4.1	Introduction.....	163
4.2	Analyse des résultats du composite à fibres de verre	163
4.3	Usure de l'outil de coupe du composite verre époxy.....	171
4.4	Comparaison des efforts de coupe	173
4.5	Comparaison du délaminage.....	184
4.6	Comparaison de la rugosité arithmétique	192
4.7	Conclusion	198
CONCLUSION.....		201

RECOMMANDATIONS	203
ANNEXE I PROCÉDURE DE MOULAGE	205
ANNEXE II CALCUL DE PRÉCISION ET RÉPÉTITION DES MESURES DE RUGOSITÉ.....	209
ANNEXE III MATRICE DE CORRÉLATION DES RÉPONSES DE L'ÉTUDE	211
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	213

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Propriétés mécaniques et thermiques de quelques résines thermoplastiques6
Tableau 1.2	Propriétés mécaniques et thermiques de quelques résines thermodurcissables.....7
Tableau 1.3	Composition chimique de quelques fibres naturelles11
Tableau 1.4	Propriétés mécaniques des fibres naturelles vs renforts conventionnels13
Tableau 1.5	Propriétés physiques et mécaniques des fibres de verre14
Tableau 1.6	Caractéristiques des fibres estimées par le modèle de Weibull modifié établi par Andersons et Joffe (2011) lorsque $\nu_f = 0,17$23
Tableau 1.7	Domaines d'application des composites à fibres naturelles29
Tableau 1.8	Niveaux des facteurs de l'expérience de Babu et al. (2013).....34
Tableau 1.9	Niveaux des facteurs étudiés par Palanikumar et Davim (2007).....46
Tableau 2.1	Propriétés des fibres de lin, d'après la fiche technique.....58
Tableau 2.2	Propriétés de la matrice époxy, d'après la fiche technique.....58
Tableau 2.3	Propriétés des fibres de lin.....58
Tableau 2.4	Tableau récapitulatif des caractéristiques des différents types de plaques de l'étude.....60
Tableau 2.5	Caractéristiques du centre d'usinage66
Tableau 2.6	Caractéristiques de la table dynamométrique67
Tableau 2.7	Spécifications géométriques des outils de coupe.....73
Tableau 2.8	Résumé des facteurs des essais préliminaires74
Tableau 2.9	Résumé des facteurs du DOE et les réponses étudiées.....77
Tableau 2.10	Spécifications de l'échantillonnage du profilomètre82
Tableau 2.11	Précision de la mesure de la rugosité.....85

Tableau 3.1	Tableau récapitulatif de l'effet de f , Vc et θ sur la taille des copeaux.....	99
Tableau 3.2	Extrait de la matrice de corrélation des réponses.....	100
Tableau 3.3	Fini de surface des sections usinées avec l'outil #1 en fonction de θ , de f et de Vc (X20).....	131
Tableau 3.4	Fini de surface des sections usinées avec l'outil #2 en fonction de θ , de f et de Vc (X20).....	132
Tableau 3.5	Diagramme Pareto de l'analyse de $\log(Ra_l)$	151
Tableau 3.6	Diagramme Pareto de l'analyse de Ff	154
Tableau 3.7	Diagramme Pareto de l'analyse de Fn	156
Tableau 3.8	Diagramme Pareto de l'analyse de Fp	158
Tableau 3.9	ANOVA de l'analyse de Fp	158
Tableau 3.10	Diagramme Pareto de l'analyse de Ad	160
Tableau 4.1	Diagramme Pareto de l'analyse de Ra_l (GFRP).....	164
Tableau 4.2	Diagramme Pareto de l'analyse de Ff (GFRP).....	165
Tableau 4.3	Diagramme Pareto de l'analyse de Fn (GFRP).....	165
Tableau 4.4	Diagramme Pareto de l'analyse de Fp (GFRP).....	166
Tableau 4.5	ANOVA de l'analyse de Fp incluant les facteurs Ra et Ad (GFRP).....	166
Tableau 4.6	Diagramme Pareto de l'analyse de Ad (GFRP).....	167
Tableau 4.7	Fini de surface des sections usinées avec l'outil #1 en fonction de θ , de f et de Vc (GFRP) (X20).....	169
Tableau 4.8	Fini de surface des sections usinées avec l'outil #2 en fonction de θ , de f et de Vc (GFRP) (X20).....	170
Tableau 4.9	Comparaison du fini de surface des sections usinées avec l'outil #1 en fonction de θ , de f et de Vc (GFRP vs FFRP) (X20).....	191
Tableau 4.10	Comparaison du fini de surface des sections usinées avec l'outil #2 en fonction de θ , de f et de Vc (GFRP vs FFRP) (X20).....	192
Tableau 4.11	Tableau récapitulatif des conditions de coupe optimales	199

Tableau-A II-1	Tableau de calcul de précision.....	209
Tableau-A III-1	Tableau de corrélation (valeur P).....	212

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Classification des renforts suivant leurs structures8
Figure 1.2	Quelques structures géométriques des renforts.....8
Figure 1.3	Classification des fibres naturelles suivant leurs origines10
Figure 1.4	Composition de la fibre naturelle élémentaire12
Figure 1.5	Verre sous différentes formes de renforts15
Figure 1.6	Mécanisme de propagation de rupture à l'interface et diffusion d'eau17
Figure 1.7	Endommagement du composite a) fissure de la matrice, b) propagation de la fissure le long de l'interface et c) décohésion de l'interface à cause de l'eau absorbée.....17
Figure 1.8	Schéma montrant le principe de la RTM19
Figure 1.9	Teneur et densité surfacique du vide dans les directions longitudinales (planar) et transversale (through the thickness)20
Figure 1.10	Schématisation d'un stratifié d'un FRP21
Figure 1.11	Schématisation d'une section d'un composite à fibres naturelles a) quasi-unidirectionnelles et b) d'un modèle de composite idéal avec des fibres continues, parfaitement alignées et régulièrement espacées.....23
Figure 1.12	Courbe contrainte-déformation issue des essais de traction du lin/époxy unidirectionnel25
Figure 1.13	Courbe contrainte-déformation issue des essais de cisaillement du lin/époxy unidirectionnel25
Figure 1.14	Éprouvettes en lin/époxy rompues suite à un essai de cisaillement (tissu équilibré, mat et fibres unidirectionnelles respectivement)26
Figure 1.15	Résultat de la TGA appliquée à l'époxy pur, aux fibres de lin et au composite lin/époxy27
Figure 1.16	Domaines d'application des GFRP31
Figure 1.17	Décomposition de l'effort de coupe résultant suivant les 3 axes.....33

Figure 1.18	Différents mécanismes de coupe selon l'orientation des fibres.....	38
Figure 1.19	Comparaison du dommage causé par un outil usé quand l'usinage s'opère dans une direction faisant un angle de : a) 0° ou b) 90° avec les fibres	40
Figure 1.20	Schématisation des différents paramètres définissant la géométrie de l'outil en coupe orthogonale et des efforts de coupe	41
Figure 1.21	Évolution de la rugosité de la surface en fonction de l'avance induite par le détournage d'un UDF/PP en a) opposition et en b) avalant.....	43
Figure 1.22	Schématisation du comportement de la fibre lors de l'usinage : a) en avalant, b) en opposition	43
Figure 1.23	Micrographes SEM de la zone active de l'arête de coupe de l'outil en H10F a) avant l'usure, b) après l'usure et c) rayon de bec des forets avant et après l'usure	45
Figure 1.24	Usure frontale en zone B.....	46
Figure 1.25	Évolution de Ra en fonction de l'usure radiale de l'outil de coupe	48
Figure 1.26	Usure de l'outil lors du détournage a) par abrasion, b) par écaillage, c) nouveau outil et d) fracture des grains de carbure de tungstène (WC) sur un outil usé.....	50
Figure 1.27	Evolution de l'usure de l'outil de coupe en fonction de Vc , f et A	51
Figure 1.28	Evolution de l'usure de l'outil de coupe en fonction de différentes conditions d'usinage et de A	51
Figure 2.1	Plaque mal imprégnée obtenue par RTM	59
Figure 2.2	Étape de découpe des plis	61
Figure 2.3	Étape d'empilement des plis (fibres de verre)	61
Figure 2.4	Étape de préformage	62
Figure 2.5	Moule et ses composants : a) moule avec les plis de tissu de verre, b) moule avec les plis de tissu de lin, c) Point d'injection et d) moule fermé.....	63
Figure 2.6	Installation du VARTM	64

Figure 2.7	Moule et plaques a) à fibres de verre et b) à fibres de verre après cuisson.....	64
Figure 2.8	Montage de l'expérimentation	67
Figure 2.9	Montage de découpe : a) vue du gabarit de détournage, b) patron de perçage de la plaque et c) vue explosée du montage avec la plaque et les vis de serrage	68
Figure 2.10	Configuration de la plaque à a) 0° et b) -45°	69
Figure 2.11	Différents cas d'interaction entre l'angle de coupe et la configuration de la plaque : lorsque la configuration de la plaque est de a) 0° et b) -45°	70
Figure 2.12	Coupon : a) dimensions et b) modes de coupe sur chaque face.....	71
Figure 2.13	Scie abrasive et échantillons à découper.....	71
Figure 2.14	Outil #1 (tirée de Bérubé, 2012)	72
Figure 2.15	Outil #2	73
Figure 2.16	Échantillons usinés en opposition avec l'outil #1	75
Figure 2.17	Plan d'expérience en blocs aléatoires complets et parcelles subdivisées (Split-Split-Plot).....	78
Figure 2.18	Exemple de déroulement du programme d'usinage de la première plaque (plaque du premier bloc avec fibres orientées à 0° suivant X).....	80
Figure 2.19	Montage de mesure de la rugosité	81
Figure 2.20	Défauts de surface classés par ordre (différents profils de surface)	82
Figure 2.21	Table micrométrique, microscope et pointeur	83
Figure 2.22	Rugosité longitudinale vs rugosité transversale.....	84
Figure 2.23	Carré de sable du déplacement du palpeur	85
Figure 2.24	Orientation des différents efforts de coupe.....	87
Figure 2.25	Exemple de traitement des forces de coupe.....	89
Figure 2.26	Types de délaminage et paramètre du calcul de Fd	90

Figure 2.27	Deux cas critiques de délaminage : a) fibres non coupées et fibres arrachées et b) fissures et fibres non coupées intenses et uniformes91
Figure 2.28	Exemple de traitement du délaminage : a) image de départ, b) image transformée en noir/blanc, c) image transformée en intensité de gris par MATLAB et d) extraction de la zone d'intérêt.....92
Figure 2.29	Zones coupantes de l'outil #194
Figure 2.30	Tomographie d'un échantillon en GFRP95
Figure 3.1	Différentes morphologies de copeaux (cas de la première plaque avec une configuration de 0°)98
Figure 3.2	Corrélation entre Rt_l et Ra_l101
Figure 3.3	Boîte à moustache et histogramme de la rugosité.....102
Figure 3.4	Profil de rugosité longitudinale (donnée aberrante).....103
Figure 3.5	Rugosité R_l en fonction de l'orientation des fibres pour les deux outils de coupe105
Figure 3.6	Ra_l en fonction de la vitesse d'avance (effet principal) indépendamment des autres paramètres.....106
Figure 3.7	Ra_l en fonction de la vitesse d'avance et de l'orientation des fibres indépendamment de Vc et de l'outil de coupe107
Figure 3.8	Ra_l en fonction de la vitesse d'avance et de Vc108
Figure 3.9	Ra_l en fonction de la vitesse d'avance et de l'outil de coupe109
Figure 3.10	Ra_l en fonction des différents facteurs de l'étude111
Figure 3.11	Ra_l en fonction de Vc (effet principal).....112
Figure 3.12	Ra_l en fonction de Vc et l'outil de coupe112
Figure 3.13	Ra_l en fonction de Vc et l'angle de coupe indépendamment de f (effet de l'interaction entre Vc et θ).....113
Figure 3.14	Ra_l vs Ra_t en fonction de l'avance indépendamment de Vc et de l'outil de coupe (effet principal de f)115

Figure 3.15	Ra_l vs Ra_t en fonction de l'avance pour chaque outil et chaque θ indépendamment de Vc (effet de l'interaction $f \times \theta \times$ outil de coupe).....	116
Figure 3.16	Profils de rugosité Ra et Rt en fonction du mode d'usinage.....	117
Figure 3.17	Corrélation entre Pa et Pt	119
Figure 3.18	Pa_l en fonction de f (effet principal)	120
Figure 3.19	Pa_l en fonction de l'interaction $f \times Vc$ indépendamment de l'outil de coupe et de θ	120
Figure 3.20	Pa_l en fonction de l'interaction $\theta \times$ outil de coupe.....	121
Figure 3.21	Corrélation entre Pa_l et Ra_l	122
Figure 3.22	Corrélation entre Pa_l et Ra_l en fonction de l'outil de coupe	122
Figure 3.23	Délaminage du pli supérieur usiné en opposition en fonction de l'avance	124
Figure 3.24	Délaminage du pli supérieur en fonction de Vc	124
Figure 3.25	Délaminage en fonction de l'outil de coupe et θ indépendamment de f et de Vc	125
Figure 3.26	Délaminage en fonction de l'avance pour les différentes θ	126
Figure 3.27	Délaminage des sections usinées avec l'outil #1 en fonction de f dépendamment des facteurs de l'étude	127
Figure 3.28	Délaminage des sections usinées avec l'outil #2 en fonction de f dépendamment des facteurs de l'étude	129
Figure 3.29	Pire état du délaminage de type II lorsque θ est de : a) 90° et b) -45°	130
Figure 3.30	Efforts de coupe en fonction de l'outil	133
Figure 3.31	Efforts de coupe en fonction de f	134
Figure 3.32	Efforts de coupe en fonction de Vc	135
Figure 3.33	Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et Vc ($\theta = -45^\circ$).....	136
Figure 3.34	Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et Vc ($\theta = -45^\circ$)	137

Figure 3.35	Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et Vc ($\theta = 0^\circ$).....	138
Figure 3.36	Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et Vc ($\theta = 0^\circ$).....	139
Figure 3.37	Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et Vc ($\theta = 45^\circ$).....	140
Figure 3.38	Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et Vc ($\theta = 45^\circ$).....	141
Figure 3.39	Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et Vc ($\theta = 90^\circ$).....	143
Figure 3.40	Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et Vc ($\theta = 90^\circ$).....	144
Figure 3.41	Efforts de coupe en fonction de l'orientation des fibres et de l'outil.....	145
Figure 3.42	Mécanismes de coupe pour une découpe plein couteau à 0°	147
Figure 3.43	Mécanismes de coupe pour une découpe plein couteau à 90°	148
Figure 3.44	Outils de coupe a) au début et b) à la fin de l'opération de détournage (X100).....	150
Figure 3.45	Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de Ra	152
Figure 3.46	Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de Ff	155
Figure 3.47	Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de F_n	156
Figure 3.48	Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de F_p	158
Figure 3.49	Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de Ad	160
Figure 3.50	Optimisation du processus de détournage des composites lin/époxy	162
Figure 4.1	Optimisation du processus de détournage des composites verre/époxy	167
Figure 4.2	Outils de coupe a) au début et b) à la fin de l'opération de détournage (X100).....	172
Figure 4.3	Évolution de l'usure radiale de l'outil #2 en fonction de la longueur coupée	173
Figure 4.4	Comparaison des efforts de coupe des composites lin/époxy et verre/époxy en fonction de f indépendamment de l'outil de coupe.....	174
Figure 4.5	Comparaison des efforts d'avance des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de Vc	176

Figure 4.6	Zoom sur l'effort d'avance en fonction de f avec l'outil #1 et lorsque $\theta = 90^\circ$ indépendamment de Vc	177
Figure 4.7	Comparaison des efforts normaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de Vc	178
Figure 4.8	Comparaison des efforts axiaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de Vc	179
Figure 4.9	Comparaison des efforts d'avance des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de Vc , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f	180
Figure 4.10	Comparaison des efforts normaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de Vc , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f	181
Figure 4.11	Comparaison des efforts axiaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de Vc , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f	182
Figure 4.12	Comparaison des efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de θ indépendamment de f et de Vc	183
Figure 4.13	Comparaison des efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de θ indépendamment de f et de Vc	184
Figure 4.14	Comparaison de Ad en fonction de f des 2 matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de Vc (effet principal).....	185
Figure 4.15	Comparaison de Ad en fonction de Vc des 2 matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de Vc (effet principal).....	186
Figure 4.16	Comparaison du délaminage des composites lin/époxy et verre/époxy en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de Vc	187
Figure 4.17	Comparaison du délaminage des composites lin/époxy et verre/époxy en fonction de l'interaction de Vc , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f	188
Figure 4.18	Délaminage en fonction de l'outil de coupe et de θ indépendamment de f et de Vc	189

Figure 4.19	Ra_l vs Ra_t des échantillons en GFRP en fonction de l'avance indépendamment de l'outil de coupe, Vc et θ	193
Figure 4.20	Comparaison de Ra_l en fonction de f des deux matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de Vc (effet principal).....	194
Figure 4.21	Comparaison de Ra_l en fonction de Vc des deux matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de f (effet principal).....	194
Figure 4.22	Comparaison de Ra_l en fonction de f des deux matériaux dépendamment de l'outil de coupe et de θ et indépendamment de Vc	196
Figure 4.23	Comparaison de Ra_l en fonction de Vc des deux matériaux dépendamment de l'outil de coupe et de θ et indépendamment de f	197
Figure 4.24	Comparaison de Ra_l en fonction de l'outil de coupe et de θ (GFRP vs FFRP) indépendamment de f et Vc	198
Figure-A I-1	Procédure de moulage.....	205
Figure-A III-1	Matrice de corrélation des réponses de l'étude.....	211

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

FRP	Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé de fibres
GFRP	Glass-Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé par fibres de verre
CFRP	Carbon-Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé par fibres de carbone
NFRP	Natural-Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé par fibres naturelles
FFRP	Flax Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé de fibres de lin
BFRP	Banana-Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé par fibres de banane
HFRP	Hemp-Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé par fibres de chanvre
JFRP	Jute-Fiber-Reinforced Plastic Plastique renforcé par fibres de jute
NF	Natural Fiber Fibre Naturelle
UD	unidirectionnel
UDF	Unidirectional Flax fibers Fibres de lin unidirectionnelles
UDG	Unidirectional Glass fibers Fibres de verre unidirectionnelles
ISO	International Organization for Standardization Organisation internationale de normalisation
R^2	Coefficient de détermination
DOE	Design Of Experiment Plan d'expérience

XXVIII

ANOVA	Analyse Of VAriance Analyse de variance
SSPRCPD	Split Split-Plot Randomized Complete Block Design Plan d'expérience en blocs aléatoires complets et parcelles subdivisées
IC	Intervalle de Confiance
LCM	Liquid Composite Moulding Moulage par injection de résine liquide
RTM	Resin Transfer Moulding Moulage par transfert de résine
VARTM	Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding Moulage par transfert de résine assisté par le vide
MOCN	Machine-Outil à Commande Numérique
CNC	Computer Numerical Control Commande numérique par ordinateur
<i>RPM</i>	Rotation Par Minute
PVC	Poly(Vinyl Chloride) Poly(chlorure de vinyle)
PCD	PolyCristalin Diamond Diamant poly cristallin
PVD	Physical Vapour Deposition Dépôt physique en phase vapeur
CVD	Chemical Vapor Deposition Dépôt chimique en phase vapeur
CAI	Compression Après Impact
DDL	Degré De Liberté
CDCQ	Centre de Développement des Composites du Québec
MSE	Mean Square Error Erreur quadratique moyenne

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

v_f	Fraction volumique de fibres (%)
V_f	Volume de fibres (mm^3)
V_c	Vitesse de coupe (m/min)
f	Avance par révolution ($mm/rév$)
θ	Angle d'orientation des fibres par rapport à la direction d'avance de l'outil ($^\circ$)
F_x	Effort de coupe suivant la direction X (N)
F_y	Effort de coupe suivant la direction Y (N)
F_z	Effort de coupe suivant la direction Z (N)
F_f	Effort d'avance (N)
F_n	Effort normal (N)
F_p	Effort axial ou effort passif (N)
F	Effort total de coupe (N)
A_d	Aire de la surface délaminée (mm^2)
F_d	Facteur de délaminage
R_a	Rugosité moyenne arithmétique (μm)
R_{a_l}	Rugosité moyenne arithmétique longitudinale (μm)
R_{a_t}	Rugosité moyenne arithmétique transversale (μm)
R_t	Rugosité sommet-creux maximale (μm)
R_{t_l}	Rugosité totale longitudinale (μm)
R_{t_t}	Rugosité totale transversale (μm)
P_a	Profil primaire moyen arithmétique (μm)
P_{a_l}	Profil primaire moyen arithmétique longitudinal (μm)
P_{a_t}	Profil primaire moyen arithmétique transversal (μm)
P_t	Profil primaire total (μm)
P_{t_l}	Profil primaire total longitudinal (μm)
P_{t_t}	Profil primaire total transversal (μm)
$S(X)$	Écart type de X (unité de X)
V_b	Usure en flanc de l'outil de coupe (μm)
h_r	Usure radiale de l'arête de coupe de l'outil (μm)
τ	Résistance ultime au cisaillement (MPa)
l_0	Longueur caractéristique de fibres (mm)
l	Longueur de fibres (mm)
σ	Résistance des fibres (MPa)
M_s	Densité surfacique (g/m^2)
S	Surface d'un pli (mm^2)
e	Épaisseur d'un pli (mm)
n	Nombre de plis d'un laminé
ρ_f	Densité volumique des fibres (g/cm^3)
L	Longueur d'évaluation de la rugosité (mm)
N	Nombre de points échantillonnés pour l'évaluation de la rugosité
λ_c	Longueur d'onde de coupure ou cut-off de l'évaluation de la rugosité (mm)
λ_s	Longueur de base de l'évaluation de la rugosité (mm)

INTRODUCTION

Les enjeux économiques ont sollicité, depuis longtemps, la recherche de matériaux alternatifs aux métaux. Ces matériaux doivent avoir des performances similaires voire supérieures à celles des métaux tout en offrant une diminution de poids. Les composites respectent bien ces exigences. Grâce à leur légèreté et leurs propriétés mécaniques extrêmement intéressantes, ils ont alimenté, sans cesse, l'intérêt des industries de l'aéronautique, de l'automobile et du ferroviaire. En effet, la réduction du poids des appareils mobiles entraîne une réduction de la consommation de carburant et une augmentation de la charge transportée ce qui constitue une économie non négligeable. Une attention particulière a été portée aux composites à fibres synthétiques pour leurs performances exceptionnelles. Cependant, ces matériaux posent de sérieux problèmes de recyclage et sont polluants d'autant plus que leur production est coûteuse. Or, de nos jours, la question environnementale est primordiale d'où le recours aux plastiques renforcés de fibres naturelles (NFRP). Ces matériaux sont particulièrement attrayants de par leurs propriétés mécaniques, tribologiques ainsi que thermiques.

Parmi les NFRP les plus prometteurs figurent les composites à fibres de lin (FFRP). Le lin est naturel, biodégradable, recyclable et abondant. De plus, l'extraction des fibres naturelles est peu énergivore ce qui diminue leur coût. En outre, elles présentent des propriétés spécifiques comparables à celles des fibres de verre et ont l'avantage d'être peu abrasives et donc plus économiques. Ainsi, elles constituent une réelle alternative aux fibres de verre.

La nature anisotrope des composites nécessite de les fabriquer par moulage, contrairement aux méthodes conventionnelles d'enlèvement de matière par usinage. Les composantes moulées s'obtiennent sous forme quasi-finie mais nécessitent tout de même des opérations de finition et de parachèvement tels que le perçage et le détournage afin d'atteindre les spécifications dimensionnelles, géométriques et de qualité de fini de surface requises (Bérubé, 2012). Malheureusement, ces opérations introduisent des défauts d'usinage tels que l'arrachement des fibres, le délaminage, la dégradation de la matrice, la concentration des contraintes et les microfissures limitant ainsi leur utilisation. Les composites sont des matériaux anisotropes et

hétérogènes constitués de deux phases non miscibles, à savoir la matrice et les renforts, qui n'ont ni les mêmes propriétés mécaniques ni les mêmes propriétés physiques et subissent donc des mécanismes de coupe différents. Leur usinage est alors problématique, ce qui nécessite d'optimiser le procédé de coupe. L'optimisation des conditions de coupe, l'optimisation de la géométrie et du matériau de l'outil de coupe, de même que l'optimisation de l'orientation des fibres sont des solutions possibles à cette problématique. Les composites à fibres de lin ont récemment connu leur essor. Pour cela, la littérature aborde superficiellement l'usinage des FFRP et plus précisément des composites lin/époxy.

L'objectif principal de ce mémoire est d'identifier les conditions optimales de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance) tout en respectant le compromis coût/qualité et l'efficacité. L'objectif secondaire de cette étude est de valider le potentiel des composites à fibres de lin en remplacement des composites à fibres de verre, d'un point de vue usinabilité. Pour y arriver, l'usinabilité des composites lin/époxy sera caractérisée et comparée à celle des composites verre/époxy en utilisant deux outils de coupe qui diffèrent par leur géométrie et leurs matériaux. L'intégrité de la surface de la pièce finie et les efforts de coupe sont les deux requis à optimiser pour atteindre la qualité de production et la productivité optimale.

Ce mémoire se limitera aux renforcements unidirectionnels de lin et de verre pour concentrer les travaux sur l'effet exclusif des paramètres de coupe, l'effet de l'orientation des fibres et l'usure de l'outil et ainsi réduire les facteurs bruits de l'étude. Dans un premier temps, un état de l'art des composites à fibres naturelles sera exposé. Une brève description des composites à fibres de verre sera également présentée pour fins de comparaison. Le premier chapitre présentera aussi une revue des travaux réalisés dans le domaine du détournage des composites notamment les composites à fibres de verre et ceux à fibres de lin. L'influence des paramètres de coupe, de l'orientation des fibres, de la géométrie de l'outil de coupe et de son usure sur les efforts de coupe et sur l'état de fini de surface sera aussi étudiée. Dans un deuxième temps, la méthodologie de l'expérimentation sera détaillée. Le plan d'expérience permettant le choix des niveaux des facteurs de l'expérience fera l'objet du chapitre 2. Le chapitre 3, traitera des résultats du détournage des composite à fibres de lin. Deux thèmes principaux seront abordés à

savoir la qualification de l'usinabilité de ces composites et l'optimisation de leurs conditions de coupe. Enfin, dans le chapitre 4, une brève optimisation statistique du détournage du composite à fibres de verre donnera suite à la comparaison de l'usinabilité des deux matériaux de l'étude (FFRP et GFRP).

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Généralités sur les composites et leurs constituants

Les composites sont des matériaux hétérogènes constitués de deux phases non miscibles à savoir la matrice et les renforts. Dans le cadre de ce mémoire, la matrice est une résine époxyde et les renforts se présentent sous forme de fibres longues (verre ou lin). La matrice assure la cohésion dans la structure et permet une répartition uniforme et un transfert, par cisaillement, des sollicitations mécaniques subies par la structure (C. Baley, 2005). La cohésion assurée par la matrice engendre la stabilité dimensionnelle du composite. Les renforts, quant à eux, assurent la rigidité mécanique (Gornet, 2008) et la résistance de la structure. Ils constituent, en effet, l'armature qui reçoit la majorité des efforts mécaniques. Le matériau formé est ainsi plus performant que chacun des constituants pris isolément (C. Baley, 2005). Ils bénéficient à la fois des avantages de la matrice en polymère tels que la facilité de mise en œuvre, la productivité élevée et la réduction des coûts (Do Thi, 2011) ainsi que des avantages des fibres notamment la rigidité, la dureté et la résistance élevée. Par conséquent, et en vue de leurs maints domaines d'application, les FRP attirent un marché international de plusieurs milliards de dollars.

Le domaine d'application ciblé par l'utilisation du matériau composite dicte le choix de la résine et du renfort en particulier pour les fibres naturelles (NF) (Gornet, 2008). En effet, chaque type de NF possède ses propres propriétés intrinsèques. Ces caractéristiques sont dissemblables pour le même type de fibre dépendamment de leur milieu de culture, de leur âge, de leur stratégie d'extraction...etc. mais aussi différent d'une fibre à l'autre d'une même plante. Un état d'art des différentes phases d'un composite sera exposé ci-après. L'étude se limitera aux fibres naturelles d'origine agricole et en particulier les fibres de lin et aux fibres synthétiques de verre.

1.1.1 Les matrices

Les matrices sont regroupées en trois catégories :

- Les matrices métalliques telles que l'aluminium, le magnésium et le cobalt.
- Les matrices céramiques
- Les matrices organiques ou polymériques telles que l'époxyde, le polycarbonate et le polyvinylchloride.

Les matrices les plus utilisées sont celles en polymère. Elles peuvent être thermoplastiques (polyamide, peek, polychlorures de vinyle (PVC), polypropylène, etc.), thermodurcissables (époxy, polyester, mélamine, etc.) (Teti, 2002) ou encore élastomères. Les polymères thermoplastiques sont linéaires et organisés sous forme de chaînes moléculaires linéaires et flexibles. Ils possèdent une résistance faible ainsi qu'un module faible (*Voir* Tableau 1.1), mais ils sont hautement ductiles et solides (Gornet, 2008). Les températures de transformation maximales des composites à matrice thermoplastique étant faibles (de l'ordre de la température ambiante), la matrice subit un ramollissement lors de l'usinage à cause de la chaleur dégagée suite au frottement entre l'outil et le matériau puis elle se décompose ou se dégrade chimiquement à des températures faibles de l'ordre de 65°C à 100°C dans le cas du polyamide (Teti, 2002). La mise en forme de ces polymères est réversible.

Tableau 1.1 Propriétés mécaniques et thermiques de quelques résines thermoplastiques
Adapté de Gornet (2008)

résines	$T_f(^{\circ}\text{C})$	ρ (kg/m ³)	$\epsilon_t^R(\%)$	σ_t^R (MPa)	σ_c^R (MPa)	E (GPa)
polyamide	65 à 100	1 140		60 à 85		1,2 à 2,5
polypropylène	145 à 175	1 200		20 à 35		1,1 à 1,4

Les polymères thermodurcissables sont organisés en réseaux tridimensionnels hautement ramifiés et réticulés. Ils ont des propriétés mécaniques relativement élevées (*Voir* Tableau 1.2). Ils sont assez rigides, donc peu ductiles, chimiquement résistants, thermiquement stable et ne fondent pas sous l'effet de la chaleur. En effet, ils bénéficient d'une température de transition

vitreuse de l'ordre de 190°C dans le cas de l'époxy 914. Ils offrent plus de flexibilité vis-à-vis de la configuration structurelle des fibres dans les composites. En revanche, leur mise en forme est irréversible (Yan, Chouw, & Jayaraman, 2014).

Tableau 1.2 Propriétés mécaniques et thermiques de quelques résines thermodurcissables
Tiré de Gornet (2008)

résines	$T_f (^{\circ}\text{C})$	ρ (Kg/m ³)	ϵ_f^R (%)	σ_t^R (MPa)	σ_c^R (MPa)	E (GPa)
polyesters	60 à 100	1 140	2 à 5	50 à 85	90 à 200	2,8 à 3,6
phénoliques	120	1 200	2,5	40	250	3 à 5
epoxydes	290	1 100 à 1 500	2 à 5	60 à 80	250	3 à 5

La résine époxy est l'une des matrices thermodurcissables les plus courantes. Elle bénéficie d'excellentes propriétés mécaniques et thermiques (facilité de traitement, bonne adhésion avec les fibres, teneur faible d'humidité absorbée). Elle présente de meilleures performances mécaniques, chimiques et électriques en comparaison avec les autres polymères ce qui fait d'elle l'une des meilleures matrices pour les composites (Faruk, Bledzki, Fink, & Sain, 2012).

Les matrices polymères, que ce soit thermoplastiques ou thermodurcissables, ont des propriétés intrinsèques médiocres comparées aux matériaux conventionnels. Pour améliorer les propriétés mécaniques des matrices, l'ajout d'un renforcement comme les fibres naturelles (NF) s'est avéré une solution intéressante (Bogoeva-Gaceva et al., 2007; Muralidhar, 2013).

1.1.2 Les renforts

Ambid (2007) classifie les renforts en deux catégories en fonction de leur origine :

- Les renforts inorganiques minéraux comme l'amiante et le mica, les fibres synthétiques tels que le carbone et le verre ou métalliques tels que les fibres de bore et le béryllium.
- Les renforts organiques. Ces derniers regroupent autant les fibres naturelles d'origine animale (protéine) ou végétale, les fibres polymériques comme le kevlar, les polyesters et les aramides.

Les renforts sont disponibles sous différentes formes et structures à savoir (*Voir* Figure 1.1) :

- Les particules (renforcement par dispersion)
- Les fibres (*Voir* Figure 1.1) sont soit courtes/discontinues (alignées ou orientées aléatoirement) de longueur inférieure à 100 fois le diamètre de la fibre soit longues/continues (alignées de manière unidirectionnelle ou bidirectionnelle)
- Les structures stratifiées ou en sandwiches (*Voir* Figure 1.1). Les stratifiés constituent un empilement de plusieurs monocouches et peuvent être sous forme de tissage multiaxial, de tressage ou sous forme d'assemblage tridimensionnel (*Voir* Figure 1.2).

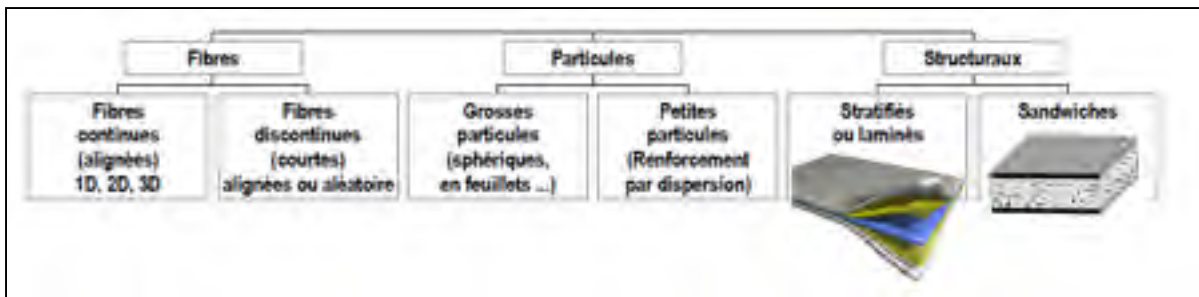


Figure 1.1 Classification des renforts suivant leurs structures

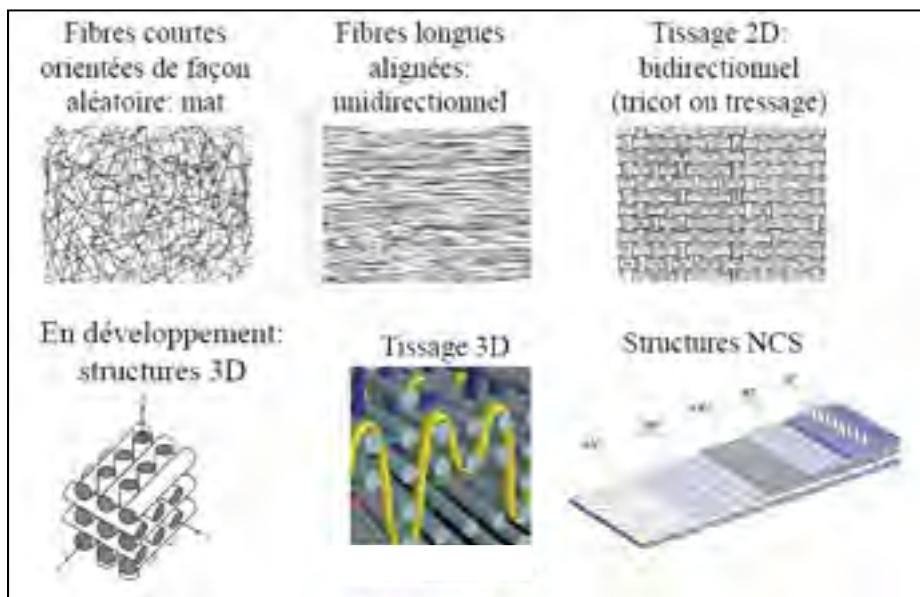


Figure 1.2 Quelques structures géométriques des renforts

Le type des fibres définit généralement le composite résultant. De ce fait, les GFRP sont les composites polymères renforcés de fibres de verre, les CFRP sont les composites polymères renforcés de fibres de carbone et les NFRP sont les composites polymères renforcés de fibres naturelles (Bogoeva-Gaceva et al., 2007).

1.1.2.1 Les fibres naturelles (en particulier les fibres de lin)

Bien que l'utilisation des NF comme renforcement pour les composites soit un phénomène récent, ces dernières ont été exploitées par l'humain depuis la préhistoire (Dewilde, 1983; Kvavadze et al., 2009)

Les fibres naturelles peuvent provenir de trois sources différentes notamment végétale, animale et minérale (*Voir Figure 1.3*). Les fibres végétales ont l'avantage d'avoir des propriétés mécaniques satisfaisantes et une densité apparente réduite. Bogoeva-Gaceva et al. (2007) les classifient en 4 catégories selon leurs origines (*Voir Figure 1.3*):

- Fibres extraites de graines
- Fibres libériennes provenant des tiges
- Fibres extraites des feuilles
- Fibres extraites de fruits

Faruk et al. (2012) évoquent deux autres catégories à savoir les fibres de roseaux et d'herbe et les fibres extraites des racines et du bois.

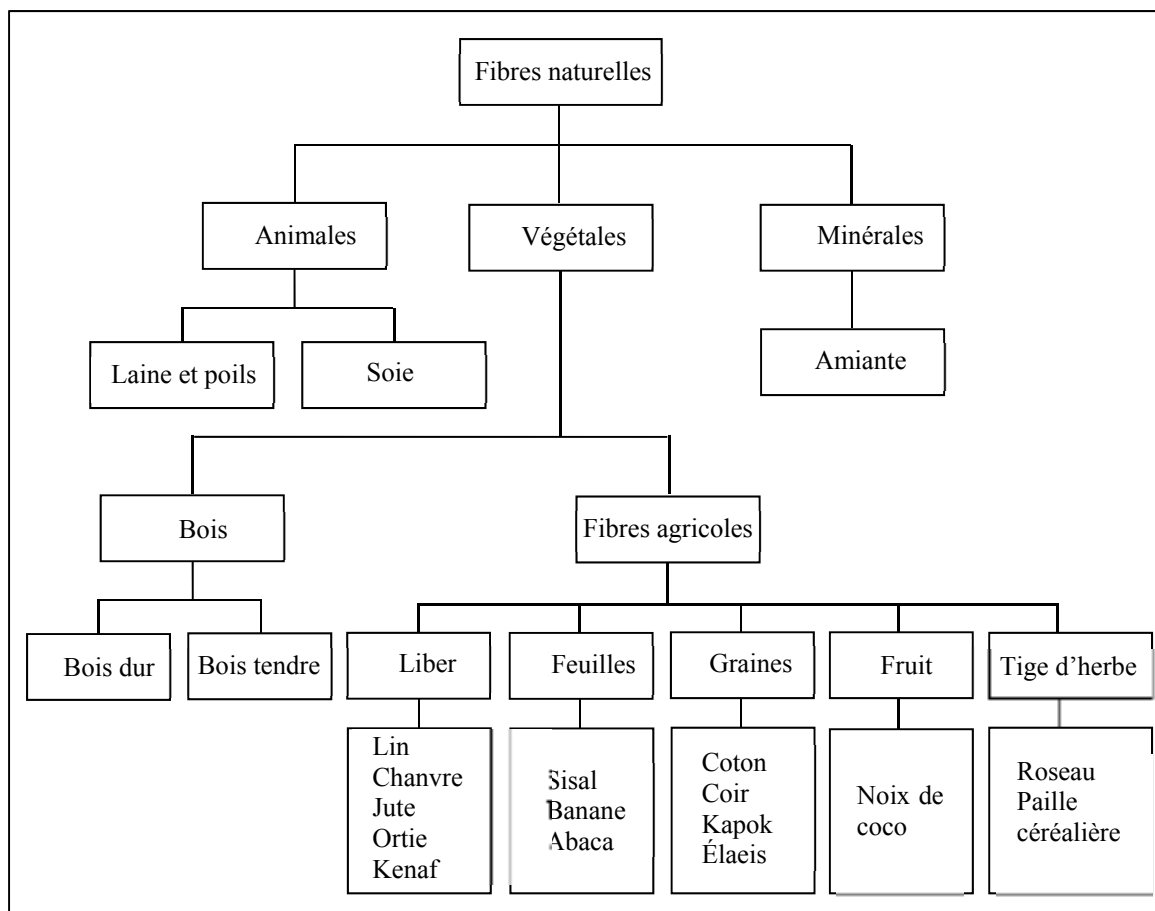


Figure 1.3 Classification des fibres naturelles suivant leurs origines
Adaptée de Zhu et al. (2013), Gornet, (2008) et Do Thi (2006)

Les fibres naturelles d'origine végétale, dont le lin, sont constituées essentiellement de cellulose, d'hémicellulose, de lignine et de pectine. La cellulose représente le constituant le plus important de la fibre avec un pourcentage volumique pouvant atteindre 80%. Elle joue un rôle primordial en ce qui concerne les propriétés mécaniques de celle-ci. En effet, elle est présente sous forme cristalline dans les microfibrilles des fibres et est le constituant organique le plus dur et le plus résistant de la structure fibreuse. L'hémicellulose est hydrophile. Elle sensibilise donc la fibre à l'humidité et elle favorise la biodégradation mais accentue la dégradation thermique. La lignine, quant à elle, augmente la dureté et la rigidité de la cellule, et possède une forte résistance à la décomposition. Contrairement à l'hémicellulose, la lignine est thermiquement stable et résistante à l'eau (Yan et al., 2014). Ainsi, les NF sont, elles-

mêmes, considérées comme un composite. Lignine, hémicellulose et pectine constituent la matrice amorphe de la fibre tandis que les fibrilles cellulosiques jouent le rôle de renfort. Le tableau 1.3 résume la composition chimique de quelques fibres naturelles les plus adoptées comme renforcement pour les composites.

Tableau 1.3 Composition chimique de quelques fibres naturelles
Adapté de Bogoeva-Gaceva et al. (2007) et Ho Thi (2008)

Fibres	Cellulose (%)	Hémicellulose (%)	Lignine (%)	Pectine (%)
Lin	71,0 – 78,0	18,6 – 20,6	2,2	2,2
Chanvre	70,2 – 74,4	17,9 – 22,4	3,7 – 5,7	0,9
Jute	61,0 – 71,0	13,6 – 20,4	12,0 – 13,0	0,2
Kenaff	53,0 – 57,0	15,0 – 19,0	5,9 – 9,3	

Le cœur de la fibre est creux. Le vide qui le constitue est appelé lumen. Il permet la circulation de l'eau et des substances nutritives dans la plante par une action capillaire qui peut conduire à l'absorption et la rétention de l'humidité interne (Pejic, Kostic, Skundric, & Praskalo, 2008) (*Voir* figure 1.4). Par conséquent, la fibre naturelle est fortement hydrophile. Sa sensibilité à l'humidité s'associe à une diminution des propriétés mécaniques proportionnelle au taux d'humidité absorbée. Ces fibres sont donc incompatibles avec les thermoplastiques hydrophobes (Do Thi, 2011).

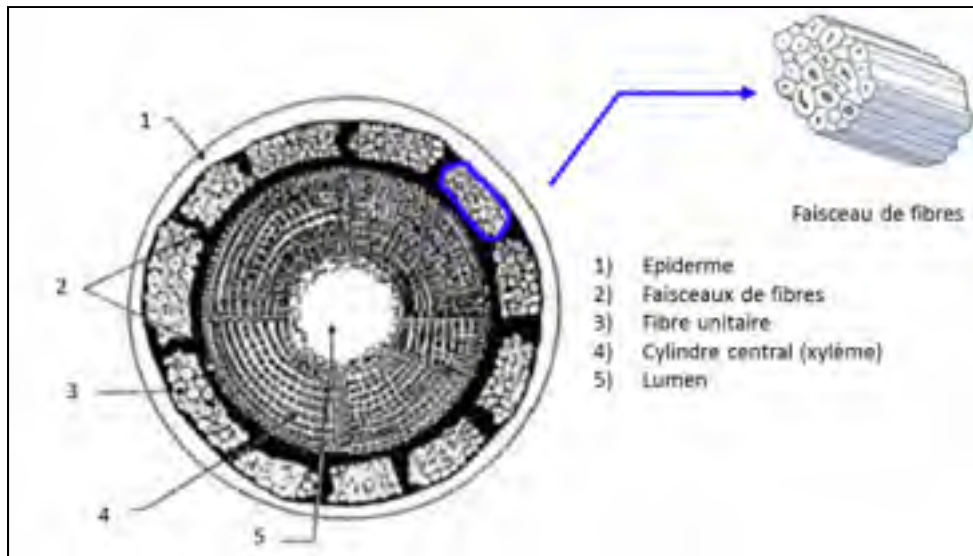


Figure 1.4 Composition de la fibre naturelle élémentaire
Tirée de Nguyen (2016)

Les fibres extraites des feuilles et celles extraites des tiges comme, par exemple, les fibres de lin, sont celles les plus utilisées. Effectivement, les NF les plus efficaces sont celles les plus riches en cellulose. Du fait de leur caractère naturel, les propriétés de ces fibres varient considérablement avec leurs origines mais aussi avec la qualité et l'âge de la plante, la localisation de la plantation, la taille de la fibre et la méthode de son extraction. Or, la section transversale d'une fibre évolue le long de celle-ci. Le diamètre de la fibre est plus grand près de la racine et devient plus faible près de la pointe (C. Baley, 2002). Cette géométrie induit la non uniformité des propriétés mécaniques le long d'une même fibre. Une autre limitation majeure pour le renforcement des polymères par les fibres naturelles est la sensibilité de ces dernières à la température. Une température de fonctionnement maximale de l'ordre de 200 à 230°C ne doit pas être dépassée, puisqu'à ces températures la dégradation des fibres commence (Zhu, Zhu, Njuguna, & Abhyankar, 2013). Bodros, Pillin, Montrelay, et Baley (2007) montrent que les fibres de lin peuvent être endommagées de manière irréversible à une température de traitement de 200°C. Ceci est principalement dû à la vapeur générée par évaporation de l'humidité retenue dans la fibre et à la dilatation différentielle dans les parois cellulaires de celle-ci. Ils remarquent qu'à partir de cette température de la porosité dans les fibres apparaît et conduit à la détérioration des propriétés mécaniques des fibres.

Autrement, les fibres de lin figurent parmi les NF les plus prometteuses. L'utilisation de ces fibres date d'il y a 30000 ans (Kvavadze et al., 2009). Le lin acquiert son importance de son caractère naturel et biodégradable, de son recyclage aisé, de sa facilité de mise en forme et de son abondance. Produites localement (C. Baley, 2005), les fibres de lin se distinguent par un prix bas et une disponibilité élevée. Contrairement aux fibres synthétiques, elles sont renouvelables et leur utilisation génère un bilan nul d'émission de gaz à effet de serre (Joshi, Drzal, Mohanty, & Arora, 2004). De plus, l'extraction de ces fibres est peu énergivore ce qui les rend peu chères. En outre, elles présentent de bonnes propriétés spécifiques comparables à celles des fibres de verre et ont l'avantage d'avoir une densité moins élevée (Do Thi, 2011) et d'être peu abrasives et donc plus économiques pour l'usinage (*Voir* Tableau 1.4).

Tableau 1.4 Propriétés mécaniques des fibres naturelles vs renforts conventionnels
Tiré de Bogoeva-Gaceva et al. (2007)

Fibres	Densité (g/cm^3)	Résistance à la traction (GPa)	Module d'élasticité en traction (GPa)	Résistance spécifique ($GPa/g\ cm^3$)	Module spécifique ($GPa/g\ cm^3$)	Rapport de coût
Sisal	1,20	0,08-0,50	3-98	0,07-0,42	3-82	1,0
Lin	1,20	2,00	85	1,60	71	1,5
Verre	2,60	3,50	72	1,35	28	3,0
Kevlar	1,44	3,90	131	2,71	91	18,0
Carbone	1,75	3,00	235	1,71	134	30,0

Ainsi, les fibres de lin constituent une éventuelle alternative aux fibres de verre. Par conséquent, elles attirent de plus en plus l'intérêt de l'industrie aéronautique, automobile, construction, navale et ferroviaire (Avril, A Bailly, Njuguna, Nassiopoulos, & De Larminat, 2012; Jérémy Delahaigue, 2015).

1.1.2.2 Les fibres synthétiques, cas des fibres de verre

Les fibres naturelles ont gagné en importance au détriment des fibres de verre à cause des problèmes environnementaux et de la rareté des matériaux non renouvelables. L'utilisation des fibres de verre a débuté en 1938. Néanmoins, leur viabilité économique est de plus en plus influencée par leur impact environnemental (Mohanty et al., 2005).

Plusieurs types de fibres de verre existent. Chaque type sert à des applications bien spécifiques (Voir Tableau 1.5).

Tableau 1.5 Propriétés physiques et mécaniques des fibres de verre
Tiré de Sathishkumar, Satheeshkumar, et Naveen (2014)

Fiber	Density (g/cm ³)	Tensile strength GPa	Young's modulus (GPa)	Elongation (%)	Coefficient of thermal expansion (10 ⁻⁷ /°C)	Poisson's ratio	Refractive index	Ref.
E-glass	2.58	3.445	72.3	4.8	54	0.2	1.558	17
C-glass	2.52	3.310	68.9	4.8	63	—	1.533	
S ₂ -glass	2.46	4.890	86.9	5.7	16	0.22	1.521	
A-glass	2.44	3.310	68.9	4.8	73	—	1.538	
D-glass	2.11–2.14	2.415	51.7	4.6	25	—	1.465	
R-glass	2.54	4.135	85.5	4.8	33	—	1.546	
EGR-glass	2.72	3.445	80.3	4.8	59	—	1.579	
AR glass	2.70	3.241	73.1	4.4	65	—	1.562	

Les fibres synthétiques, comme les fibres d'aramide, de carbone ou de verre sont très utilisées pour le renforcement des polymères dans divers domaines d'application, comme ceux de l'automobile, de la construction, de l'aéronautique, et des sports grâce à leurs propriétés mécaniques, thermiques et tribologiques intéressantes. Les fibres de verres sont les plus utilisées grâce à leur faible coût, leur facilité de production et leurs fortes propriétés mécaniques spécifiques. Les fibres de verre ont un excellent rapport performance/prix qui les place de loin au premier rang des renforts utilisés actuellement dans la production de structures composites (Gornet, 2008). Contrairement aux fibres naturelles, les fibres de verre sont caractérisées par une bonne adhésion à tous types de résines et par une bonne résistance à la température. Elles possèdent aussi un faible coefficient de dilatation thermique. Aussi, ont-

elles l'avantage d'être inertes et insensibles à l'absorption de l'humidité. Le verre est disponible sous toutes les formes de renforts exposées à la section 1.1.2 (*Voir* Figure 1.5).



Figure 1.5 Verre sous différentes formes de renforts

Cependant, ces matériaux ont un impact négatif que ce soit sur l'environnement (difficulté de recyclage) ou sur l'homme (allergie de la peau et cancer pulmonaire).

1.1.3 Interface fibre/matrice

L'interface, une zone assez critique se trouvant entre la fibre et la matrice, contrôle le comportement mécanique du composite (Nguyen, 2016). Les propriétés mécaniques des composites sont grandement dépendantes de la résistance au cisaillement de l'interface fibre/matrice. Une bonne adhésion entre les deux phases du matériau composite donne lieu à de meilleures performances. Mais la fibre naturelle est hydrophile alors que la matrice est en général hydrophobe. Deux comportements totalement contradictoires font en sorte que l'adhésion fibre/matrice est de mauvaise qualité et que du vide se crée à l'interface entre elles. Tel que mentionné précédemment, la matrice a pour rôle de transférer entre les fibres les charges appliquées sur la pièce. Dans ce contexte, le transfert s'opère de proche en proche.

Ainsi, une sollicitation employée sur la surface d'un composite se transmet dans un premier lieu, aux fibres adjacentes et se propage ensuite aux fibres, une par une, via la matrice et en traversant l'interface. Au cas où du vide existerait à l'interface, les forces ne seront pas distribuées efficacement et une concentration locale de contraintes aura lieu. Comme résultat, les propriétés mécaniques, notamment la tenue à la fatigue, diminuent considérablement. Cette hypothèse fut validée par Assarar, Scida, El Mahi, Poilâne, et Ayad (2011) qui montrent, grâce à des mesures par émission acoustique opérées sur deux composites différents, à savoir le lin/époxy et le verre/époxy, qu'une mauvaise interface fibre/matrice produit une baisse des performances. Par contre, une bonne interface permet une meilleure tenue à la fatigue et une meilleure résistance. Même après la rupture des premières fibres, la charge peut être évacuée à travers les fibres non cassées. Dans cette même optique, J. Gassan et Dietz (2003) étudient l'effet de l'interface sur la tenue à la fatigue d'un composite verre/époxy. Ils réalisent des tests de fatigue accélérée et concluent que la détérioration de la résistance est plus significative dans le cas d'une interface de mauvaise qualité.

La mauvaise adhésion entre les fibres et la matrice, la sensibilité à la température et à l'humidité (donnant lieu à l'instabilité dimensionnelle, Figures 1.6 et 1.7) de même que la faible température de service limitée à 200°C, peuvent être partiellement surmontées grâce à des traitements physiques ou chimiques de la surface de la fibre. L'extraction sélective des constituants non cellulosiques de la fibre représente l'objectif de ces traitements. Parmi ces derniers figurent notamment le traitement aux alcalis, l'acétylation, la copolymérisation par greffe, la silanisation, le traitement corona et le traitement plasma (Bogoeva-Gaceva et al., 2007).

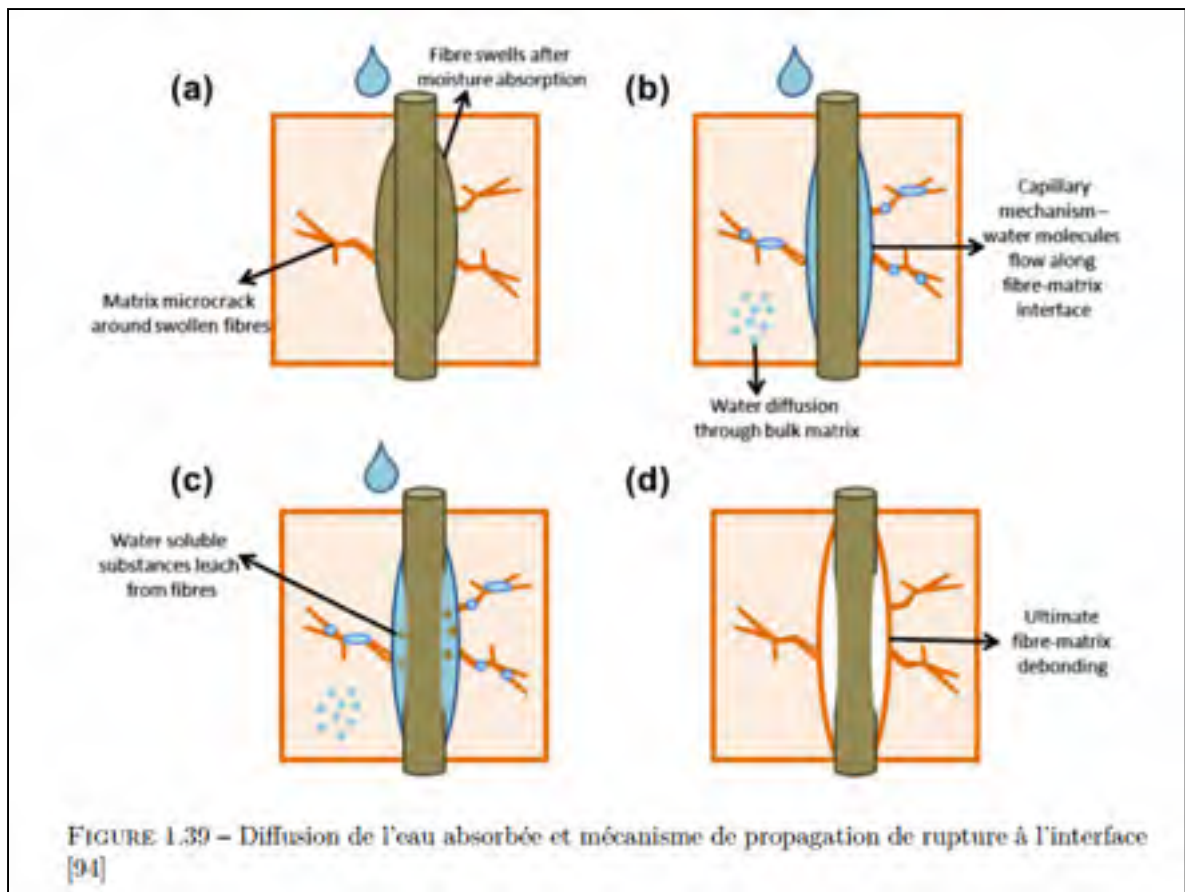


Figure 1.6 Mécanisme de propagation de rupture à l'interface et diffusion d'eau
Tirée de Azwa, Yousif, Manalo, et Karunasena (2013)

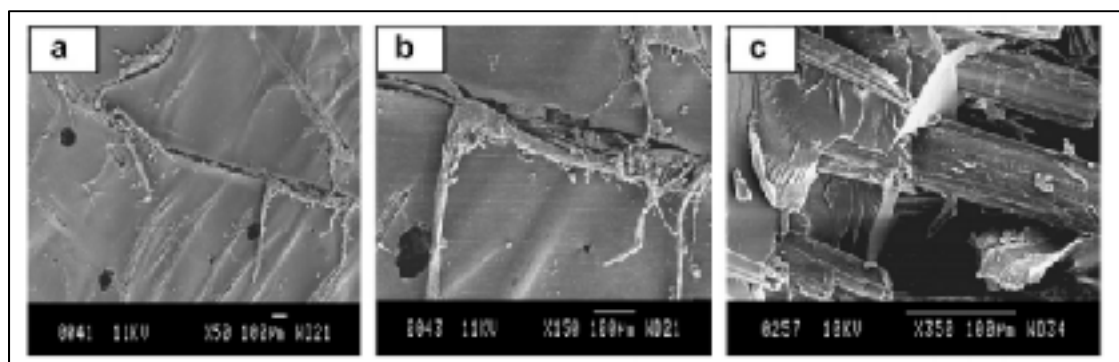


Figure 1.7 Endommagement du composite a) fissure de la matrice, b) propagation de la fissure le long de l'interface et c) décohésion de l'interface à cause de l'eau absorbée
Tirée de Dhakal, Zhang, et Richardson (2007)

Ces procédés sont relativement coûteux et augmentent par conséquent le prix de la pièce finie. Or les NFRP démontrent un intérêt de par leur prix compétitif d'où la nécessité de trouver un

compromis coût/qualité. Il a été noté par Bogoeva-Gaceva et al. (2007) que les traitements chimiques peuvent modifier les propriétés intéressantes de la fibre. Stamboulis, Baillie, Garkhail, van Melick, et Peijs (2000) ont montré que l'absorption d'humidité et le gonflement des composites à fibres de lin traitées sont 30% inférieurs à ceux des composites à fibres de lin non traités. Suite au traitement, de fortes liaisons intermoléculaires fibres/matrice se créent et font diminuer le taux d'absorption d'humidité du composite.

L'une des méthodes de modification chimique des fibres les plus courantes et les plus efficaces est le traitement alcalin. Il a été utilisé pour traiter une grande variété de fibres avec un certain succès (Anandjiwala & Boguslavsky, 2008). Il consiste à réduire le taux de lignine, de cire et d'huile couvrant la surface externe de la paroi de la cellule fibreuse (Faruk et al., 2012) en perturbant les liaisons hydrogène de structure. Il en résulte une augmentation de la rugosité de la surface de la fibre et une meilleure affinité avec la matrice. Goda et al., 2006 ont étudié l'effet de l'application d'une charge de traction sur les propriétés structurales des fibres naturelles traitées alcalinement. Il a été établi que la déformation maximale à la rupture et la résistance à la traction de ces fibres ont considérablement augmentées (Goda, Sreekala, Gomes, Kaji, & Ohgi, 2006). L'augmentation de la déformation à la rupture est due à une diminution de la micro-cristallinité des microfibrilles alors que l'augmentation de la résistance se traduit par le changement de l'angle des microfibrilles (Rahman, Huque, Islam, & Hasan, 2008). La formation de liaisons covalentes entre la fibre et le polymère est un autre moyen efficace pour améliorer l'adhésion entre les deux phases (Anandjiwala & Boguslavsky, 2008).

Certes le traitement des fibres améliore l'efficacité du composite, néanmoins il présente quelques inconvénients. En effet, Jochen Gassan et Bledzki (1999) ont montré que l'amélioration de la capacité d'amortissement spécifique provoquée par le retrait des fibres pendant le traitement alcalin provoque une détérioration du comportement en fatigue des fibres traitées. D'autre part, certains traitements, et en particulier les traitements chimiques, se sont avérés toxiques et potentiellement dangereux pour l'environnement (Alix, Marais, Morvan, & Lebrun, 2008). Le traitement appliqué à la fibre dans le but d'améliorer son adhésion à la matrice doit, ainsi, conserver sa biodégradabilité et la non toxicité.

1.1.4 Procédés de fabrication

Différents procédés de mise en forme des matériaux composites renforcés par des fibres sont disponibles. Pour les composites à fibres continues, il y a notamment : le moulage au contact, le moulage par projection, le moulage sous vide ou «au sac », l'enroulement filamentaire, le RTM (Resin Transfer Moulding), la compression à chaud et l'enroulement par drapage. Les pièces en composite renforcées par des fibres continues sont généralement produites par un procédé de moulage par injection de résine liquide (LCM) tel que le moulage par transfert de résine (RTM) (*Voir* Figure 1.8). Le procédé RTM consiste en l'injection d'une résine liquide dans un moule fermé et étanche contenant au préalable les plis préformés de fibres bien alignées (Hamidi, Aktas, & Altan, 2005).

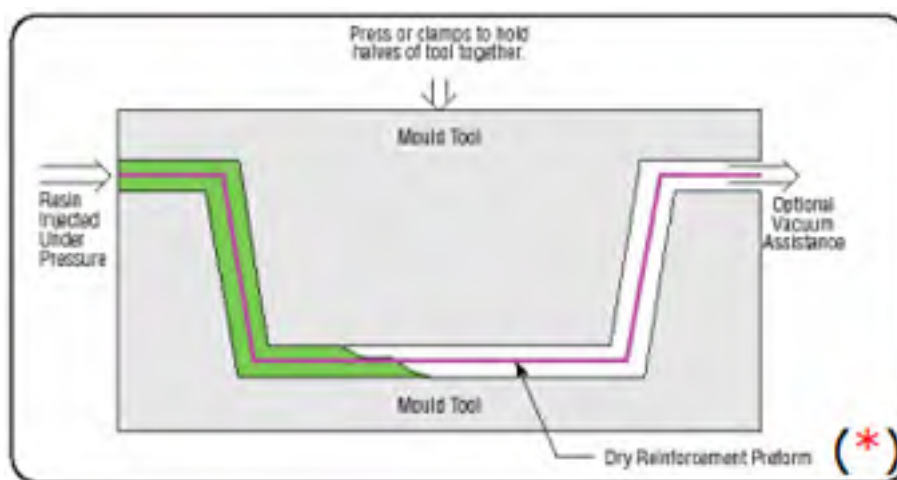


Figure 1.8 Schéma montrant le principe de la RTM

De tels procédés permettent un taux de fibres élevé et un taux de vide négligeable dans le composite. En effet, l'écoulement de la résine liquide est assisté par une pression d'injection élevée à l'entrée du moule et, éventuellement, par l'application du vide à la sortie du moule. L'assistance de vide a été utilisée par plusieurs chercheurs en vertu de son efficacité dans la réduction du taux de vide dans le composite (Lundström & Gebart, 1994). Cette méthode permet de réduire le taux de vide. Une augmentation de la différence de pression entre l'entrée et la sortie du moule de $0,33 \text{ MPa}$ (de $0,17$ à $0,5 \text{ MPa}$) entraîne une réduction de la teneur en vide de $6,5$ à $3,8\%$ (Lundström & Gebart, 1994). Lundström et Gebart (1994) expliquent cela

par la compression des pores de par le vide créé dans le moule, lequel facilite aussi leur déplacement et donc, leur évacuation. Plus tard, Hamidi et al. (2005) traitent d'un autre facteur qui influence la teneur en vide d'un composite verre/époxy. Le composite étudié est renforcé par 17,5% de fibres courtes aléatoirement orientées. Il a été produit par le procédé de transfert de résine (RTM). Le facteur d'intérêt est la pression de compactage lors du transfert de la résine. L'auteur a observé une réduction de 92% du vide du composite compacté en comparaison du composite non compacté (de 2,6% à uniquement 0,2%) (*Voir Figure 1.9*). Il conclut ainsi que le compactage représente une méthode efficace pour l'amélioration de la qualité de la pièce moulée en réduisant la fraction volumique du vide.

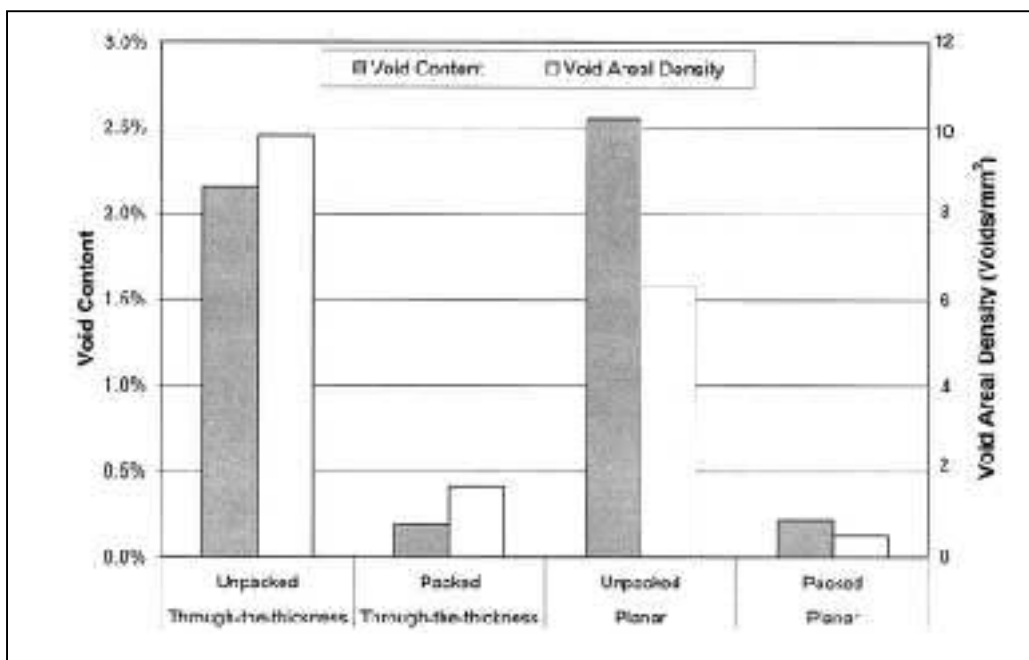


Figure 1.9 Teneur et densité surfacique du vide dans les directions longitudinales (planar) et transversale (through the thickness)
Tirée de Hamidi et al. (2005)

Le comportement mécanique d'un composite unidirectionnel lin arctique/époxy, d'un composite unidirectionnel traditionnel lin/époxy, d'un composite verre/époxy et de la résine époxy, moulés par un procédé de RTM, a été examiné par Oksman (2001). L'auteur a souligné dans son œuvre l'efficacité du RTM et sa convenance pour la production de composites à fibres naturelles de haute qualité.

1.1.5 Caractéristiques et applications des composites à fibres naturelles

Le renforcement des matrices par les fibres a pour objectif de combiner les avantages et les propriétés intéressantes de chacune d'entre elles. Cela donne lieu à un matériau plus performant bénéficiant des qualités des deux matériaux qui le constituent. Alors que la matrice est ductile, les fibres sont fragiles, dures et résistantes. Le composite obtenu bénéficie d'une bonne résistance et d'un allongement à la rupture acceptable. Cependant, la qualité du composite à fibres naturelles et ses propriétés mécaniques et tribologiques dépendent de plusieurs facteurs dont, essentiellement, la résistance thermique, la résistance à l'absorption de l'humidité, la stabilité dimensionnelle et la qualité d'adhésion entre la matrice et les fibres. La figure suivante schématise la disposition des renforts et de la matrice dans un composite et les liens existants entre eux.

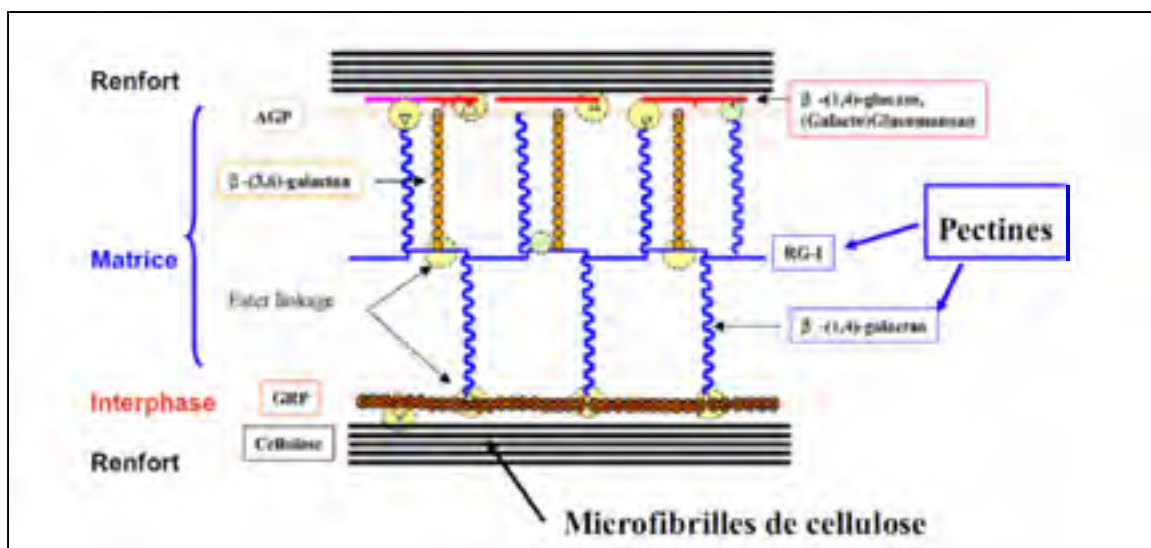


Figure 1.10 Schématisation d'un stratifié d'un FRP
Tirée de Nguyen (2016)

1.1.5.1 Caractéristiques des composites à fibres naturelles

Tel que vu précédemment, la matrice assure le transfert des contraintes entre les fibres. Si l'adhésion entre celle-ci et les fibres est médiocre, la matrice ne peut pas assurer son rôle et elle rompt. L'adhésion fibres/matrice est donc cruciale pour la résistance. Joffe, Andersons, et

Wallström (2005) ont étudié l'influence de quelques traitements de surface courants sur l'adhésion entre les fibres de lin et trois matrices therm durcissables à savoir le vinylester, le polyester insaturé et l'époxy. Les fibres utilisées étaient soit courtes soit longues. Le vinylester et le polyester ont subi deux traitements différents notamment un traitement avec l'acide acrylique et un deuxième avec le vinyle triméthoxy silane sous deux différentes concentrations tandis que l'époxy a été traitée avec de l'anhydride maléique. Il a ainsi été conclu que l'adhésion lin/therm durcissable n'est pas affectée par les traitements de surface couramment utilisés. Par ailleurs, les fibres longues et les fibres courtes montrent le même comportement face au cisaillement interlaminaire.

Un autre facteur important pour l'obtention de bonnes propriétés mécaniques est l'homogénéité de la dispersion des fibres dans la matrice. Une mauvaise dispersion conduit à la formation d'amas de fibres ayant un potentiel de renforcement plus faible (Do Thi, 2011).

Sachant que le meilleur rendement des fibres est obtenu lorsqu'elles sont unidirectionnelles, Andersons et Joffe (2011) établissent un modèle statistique afin de caractériser la résistance à la traction d'un vinylester renforcé par des fibres de lin unidirectionnelles. Les auteurs s'appuient, pour cela, sur un modèle de Weibull modifié comme suit :

$$P(\sigma) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{l}{l_0}\right)^{0,46} \left(\frac{\sigma}{1400}\right)^{2,8}\right] \quad (1.1)$$

Où l_0 est une longueur caractéristique, l est la longueur de la fibre et σ est la résistance de la fibre. Ce modèle s'appuie sur quelques hypothèses simplificatrices telles que la répartition idéale des fibres dans la matrice suivant un patron rectangulaire et la continuité des fibres. La figure 1.11 illustre la schématisation d'une section d'un composite réel quasi-unidirectionnelles à fibres naturelles (*Voir* Figure 1.11.a) et d'un modèle de composite idéal avec des fibres continues, parfaitement alignées et régulièrement espacées (*Voir* Figure 1.11.b).

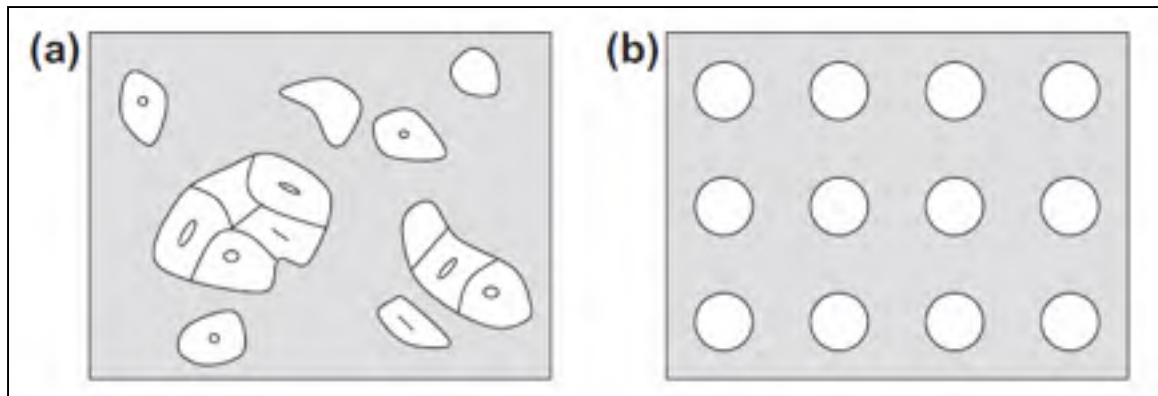


Figure 1.11 Schématisation d'une section d'un composite à fibres naturelles a) quasi-unidirectionnelles et b) d'un modèle de composite idéal avec des fibres continues, parfaitement alignées et régulièrement espacées
Tirée de Andersons et Joffe (2011)

Pour augmenter la validité du modèle, trois types de fibres (longues, courtes et un mat épais) de diamètre apparent égal à $16\ \mu m$ font l'objet de la recherche. Andersons et Joffe (2011) ont varié les fractions volumiques des fibres dans la matrice afin d'observer leur effet sur la résistance. Ils démontrent alors que la résistance moyenne des fibres longues dépasse celle des fibres courtes de 40% pour une fraction volumique $v_f = 0,17$.

D'après Andersons et Joffe (2011), la résistance des fibres de lin est limitée par la discontinuité des fibres qui entraîne une concentration de contrainte au niveau de la discontinuité. Le tableau suivant résume les caractéristiques des fibres estimées par le modèle de Weibull modifié établi par Andersons et Joffe (2011) obtenues avec une fraction volumique $v_f = 0,17$.

Tableau 1.6 Caractéristiques des fibres estimées par le modèle de Weibull modifié établi par Andersons et Joffe (2011) lorsque $v_f = 0,17$

Résistance des fibres	1557 MPa
Longueur caractéristique associée des fibres	0,74 mm
Résistance au cisaillement	$\tau = 16,8\ MPa$

Plus tard, Avril et al. (2012) confirment qu'en traction unidirectionnelle, la meilleure résistance est offerte par les renforts unidirectionnels, ce qui est en accord avec la revue de littérature

exposée par Teti (2002). Dans leur article, les auteurs tentent d'identifier le meilleur bio-composite pouvant remplacer les fibres synthétiques pour des applications dédiées à la structure des automobiles. Le composite à identifier devrait posséder des performances comparables à celles des composites à fibres de verre et devrait être disponible sur le marché industriel européen. Les meilleurs candidats respectant ces critères sont les fibres de lin et les fibres de chanvre. Ces derniers présentent un problème de disponibilité sous forme de produits techniques semi-finis. Par conséquent, les fibres de lin se sont avérées les renforts les plus appropriés.

Avril et al. (2012) ont alors réalisé l'étude du comportement de trois composites à base de fibres de lin et d'époxy bio-sourcé en traction, compression, cisaillement et lors d'essais de chocs. Trois types de renforts ont été utilisés : un mat disposé en un seul pli, un tissu équilibré 0/90° de 5 plis et un stratifié unidirectionnel constitué de 7 plis. L'épaisseur totale de chacun des stratifiés est de 3 mm. Les paramètres de moulage ont été choisis de telle sorte que les fibres occupent 50% en poids du composite. Ils concluent que les propriétés mécaniques et le comportement des composites varient avec le type de renforts et l'orientation des fibres dans le composite. Ils montrent également que le stratifié unidirectionnel possède une meilleure résistance à la traction (*Voir Figure 1.12*) et une meilleure résistance au cisaillement (*Voir Figure 1.13*) que le mat et le tissu équilibré.

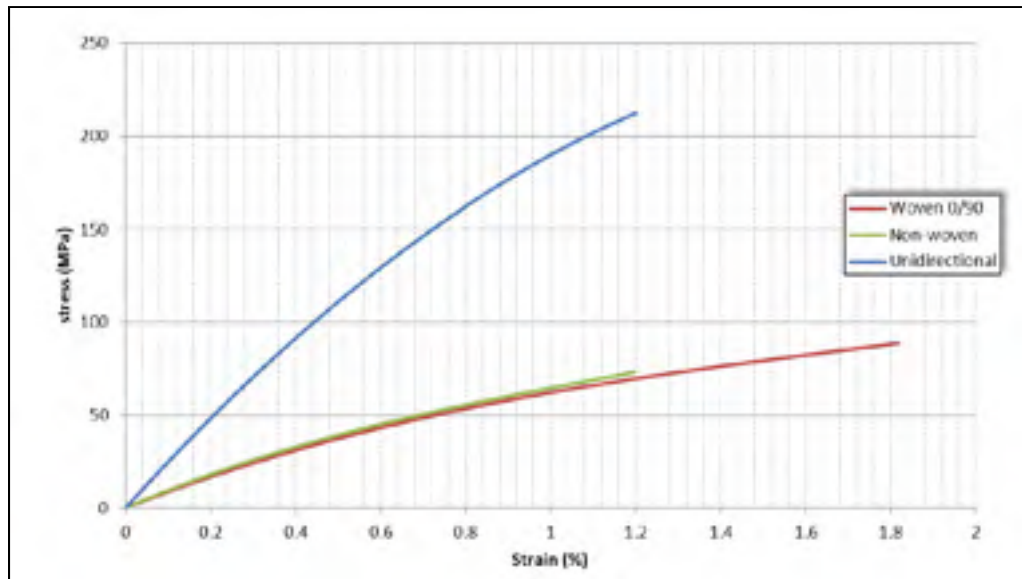


Figure 1.12 Courbe contrainte-déformation issue des essais de traction du lin/époxy unidirectionnel
Tirée de Avril et al. (2012)

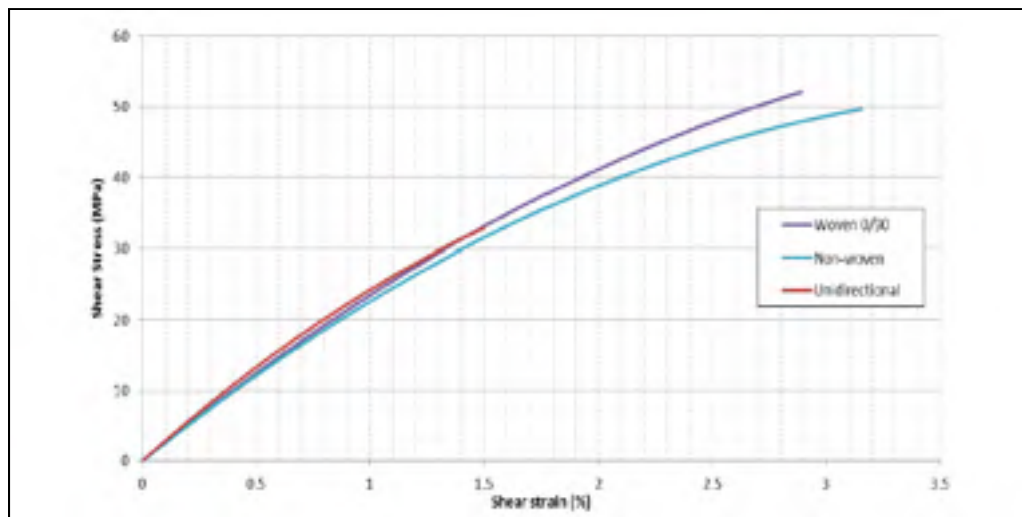


Figure 1.13 Courbe contrainte-déformation issue des essais de cisaillement du lin/époxy unidirectionnel
Tirée de Avril et al. (2012)

Muralidhar (2013) met l'accent sur la relation qui existe entre la résistance à la traction et à la compression et la fraction volumique des fibres (v_f). Ceci étant dit, la résistance à la traction augmente avec la fraction des fibres tandis que la résistance et la rigidité à la compression diminuent avec v_f . Les essais de compression ont montré que la résistance à la compression

est plus élevée que la résistance à la traction alors que les modules de Young des deux essais sont similaires. Le matériau non tissé représente une résistance à la compression légèrement plus élevée que celle du tissu équilibré à cause de l'ondulation de ce dernier. Il a aussi été observé, sous trois énergies d'impact ($1,4 J$; $4,5 J$ et $10 J$), que le composite équilibré est plus résistant aux chocs que le mat ou encore l'unidirectionnel.

Le mode de rupture des composites à fibres naturelles dépend fortement de la nature du chargement et du type de renfort. Un tissu équilibré soumis à un test de cisaillement subit une rupture soudaine et brutale sans fissuration ni manifestation visible de la déformation plastique du tissu. Dans le cas d'un renfort unidirectionnel, une fissure se développe au bout de l'entaille de l'éprouvette après un allongement de 1,5% et se propage parallèlement à la direction des fibres jusqu'à la rupture (*Voir Figure 1.14*). Lors d'un test de choc, la rupture s'effectue d'une manière fragile et soudaine quel que soit le type de renfort utilisé (Avril et al., 2012).



Figure 1.14 Éprouvettes en lin/époxy rompues suite à un essai de cisaillement (tissu équilibré, mat et fibres unidirectionnelles respectivement)
Tirée de Avril et al. (2012)

Muralidhar (2013) s'intéresse à la mesure des propriétés mécaniques, thermiques et thermomécaniques d'un composite hybride lin/époxy contenant un mélange de 23% en volume d'un tissu en fibres de lin à armure toile et de 34% en volume d'une structure trame tricotée. Cela a pour objectif de caractériser les performances mécaniques d'un nouveau composite hybride tricoté/tissé et de trouver une combinaison optimale de propriétés en variant les séquences d'empilement tricot/tissu et l'orientation des fibres. Ses résultats viennent

corroborer l'importance des fibres dans l'amélioration des propriétés thermomécaniques des composites. Certes, la présence des fibres de lin détériore légèrement la stabilité thermique de la résine mais la combinaison fibre-résine (H1) améliore la stabilité thermique des fibres (*Voir* Figure 1.15). De plus, il confirme que la rigidité augmente avec l'incorporation des renforts mais diminue avec la température. Cela corrèle avec la revue de littérature de Bogoeva-Gaceva et al. (2007) et vient confirmer la sensibilité des fibres à la température.

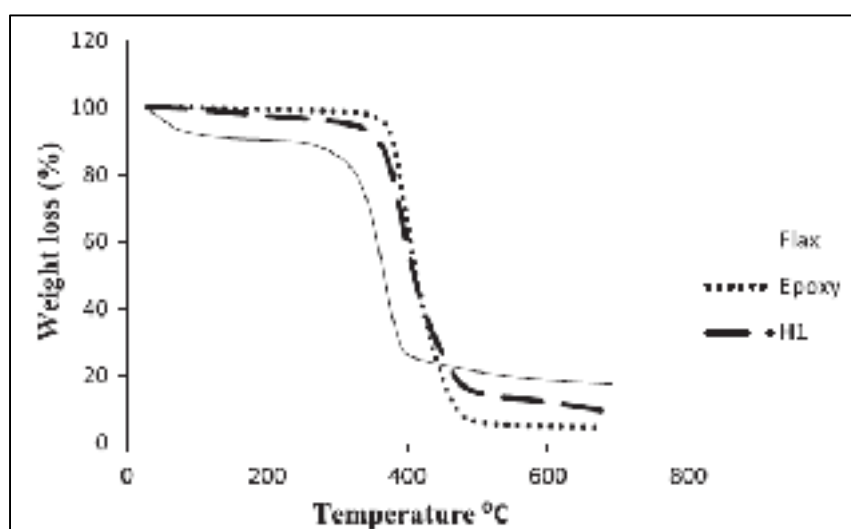


Figure 1.15 Résultat de la TGA appliquée à l'époxy pur, aux fibres de lin et au composite lin/époxy
Tirée de Muralidhar (2013)

Par ailleurs, Muralidhar (2013) confirme que les propriétés en compression sont contrôlées par la matrice alors que les propriétés en traction sont dictées par la fraction volumique des fibres de lin dans la direction de la contrainte appliquée.

Bien que les propriétés mécaniques des composites à base de fibres naturelles varient considérablement selon le type de fibre, l'architecture des renforts, le type de polymère et de traitement de surface des fibres, il est généralement admis que la résistance à la traction et le module augmentent avec u_f (Facca, Kortschot, & Yan, 2007; Munikenche Gowda, Naidu, & Chhaya, 1999; Patel, Ren, Hogg, & Peijs, 2015). Plusieurs chercheurs s'accordent sur le fait qu'un pic des propriétés mécaniques est atteint pour un u_f maximum d'environ 50% avant que

les propriétés mécaniques ne commencent à diminuer (Mwaikambo, Tucker, & Clark, 2007; Zampaloni et al., 2007).

Pour résumer, la rigidité, la résistance à l'impact, la résistance à la traction et le module de Young du composite à fibres de lin augmentent avec la fraction volumique de fibres (Arbelaiz et al., 2005; George, Joseph, Boudenne, & Thomas, 2010). Toutefois, l'augmentation du taux de fibres intensifie le caractère hydrophile du composite (Bledzki, Al-Mamun, Lucka-Gabor, & Gutowski, 2008) et en détériore la ductilité. La géométrie de la fibre (sa longueur et son diamètre) et sa morphologie (degré de cristallinité de la phase amorphe, la structure et géométrie de la cellulose, l'angle micro-fibrillaire, la porosité de la fibre et la taille du lumen) figurent parmi les paramètres influents sur les propriétés mécaniques des composites à fibres naturelles et particulièrement ceux à fibres de lin (J. Gassan & Bledzki, 2000).

1.1.5.2 Application des composites à fibres naturelles

Les composites à fibres naturelles s'appliquent dans plusieurs domaines du quotidien notamment dans le domaine de l'automobile, de la construction, de l'aérospatial, du transport et du sport (Bogoeva-Gaceva et al., 2007) (*Voir* tableau 1.7). Afin de respecter les enjeux économiques et environnementaux, le projet ECOSHELL, financé par l'union européenne, s'est fixé comme objectif de remplacer les fibres synthétiques non renouvelables servant à la structure des automobiles par des bio-composites (Avril et al., 2012). Ces matériaux occupent également une place importante dans la fabrication des pièces non structurales pour les automobiles telles que les garnitures de portières, les dossiers de siège et les habillages de coffre. Les composites à matrice de polyester sont adaptés à la fabrication de coques de bateaux, de panneaux structuraux, de panneaux de construction, de poutres, d'appareils électriques, de réservoirs d'eau et de récipients sous pression par exemple. Les résines époxydes, quant à elles, montrent un retrait plus faible après durcissement assurant une meilleure précision dimensionnelle (Teti, 2002).

Tableau 1.7 Domaines d'application des composites à fibres naturelles
Tiré de Delahaigue (2015)

Domaine d'application	Part de marché
Bâtiment	30%
Industrie automobile	25%
Équipements industriels	10%
Électronique	9%
Sport	8%
Construction navale et industrie de l'acier	6%
Génie électrique	6%
Aéronautique et aérospatial	3%
Médecine	1%
Chemin de fer	1%
Éoliennes	1%

1.1.6 Caractéristiques et applications des composites à fibres de verre

L'utilisation des fibres de verre date de l'époque des anciens égyptiens. Ces derniers se servaient des fibres de verre pour former leurs récipients (Sathishkumar et al., 2014). Les premières applications industrielles des fibres de verre continues remontent aux années 1930 et concernaient le domaine électrique caractérisé par de hautes températures. Les caractéristiques fonctionnelles des GFRP sont de l'ordre de celles des aciers, leur rigidité est meilleure que celle des alliages d'aluminium et leur masse volumique est le quart de celle des alliages d'acier (Awan, Ali, Ghauri, E.Ramzan, & Ehsan, 2009).

Les GFRP bénéficient d'excellentes propriétés mécaniques, d'une bonne résistance aux facteurs environnementaux, d'une bonne résistance à l'impact, d'une relativement faible densité et d'une bonne résistance à la fatigue (Faizal, Yeo, & Dalimin, 2006).

1.1.6.1 Caractéristiques des composites à fibres de verre

Les propriétés mécaniques des composites unidirectionnels verre/époxy ont été étudiées par Iba, Chang, et Kagawa (2002). Pour cela, les auteurs ont considéré trois diamètres de fibres à savoir $18\ \mu\text{m}$, $37\ \mu\text{m}$ et $50\ \mu\text{m}$ et a fait varier la fraction volumique des fibres (v_f) de 0,25 à 0,45. Ils mettent alors en évidence la corrélation entre le module de Young longitudinal et la résistance à la traction d'un côté et v_f de l'autre. Ils montrent que la résistance moyenne augmente avec la diminution du diamètre de la fibre. Ceci corrobore avec le comportement des propriétés mécaniques des NFRP.

Aktas, Karakuzu, et Arman (2009) se sont intéressés à la compression après impact (CAI) d'un composite verre/époxy unidirectionnel en faisant varier la température ($40, 60, 80$ et 100°C). Ils constatent que la résistance se détériore avec l'augmentation de la température et avec l'énergie d'impact. Plus tôt, Belingardi et Vadori (2002) ont montré que les composites à fibres de verre bidirectionnels avec un empilement $[0/90]$ offrent une meilleure résistance à l'impact que les composites équilibrés quasi isotropes $[0/+60/-60]$ et $[0/+45/-45]$. Torabizadeh (2013) a mis l'accent sur le comportement en compression d'un composite unidirectionnel verre/époxy sous différentes températures ($25, -20$ et -60°C). Il confirme les résultats de Aktas et al. (2009); à savoir que la courbe contrainte-déformation diminue avec l'augmentation de la température. Tous ces chercheurs s'accordent donc sur l'effet négatif de l'augmentation de température sur les propriétés mécaniques des composites renforcés par des fibres de verre. Cette affirmation rejoint donc celle obtenue vis-à-vis des fibres de lin.

Un autre aspect de concordance entre les conclusions faites à l'égard des fibres de lin et de verre a été traité par El-Assal et Khashaba (2007). Il s'agit de l'influence de la fraction volumique des fibres sur les caractéristiques en fatigue d'un composite unidirectionnel à fibres de verre et matrice polyester orthophtalique. L'auteur conduit, pour ce faire, ces essais à température ambiante et sous différents types de charges dont une contrainte de torsion ainsi qu'une contrainte combinée de flexion. Les résultats montrent, comme pour le lin, que le

nombre de cycles de contrainte supportés et l'amplitude de contrainte ultime après fatigue augmente avec u_f .

1.1.6.2 Application des composites à fibres de verre

Les composites à fibres de verre occupent 95% du marché international des composites (Mohanty et al., 2005). Ils s'appliquent dans la majorité des domaines industriels. Le domaine automobile représente le premier visé par les GFRP grâce à leurs propriétés mécaniques extrêmement intéressantes et leur prix relativement faible en comparaison des composites à fibres de carbone. Le domaine de la construction vient en deuxième position et occupe 26% de la totalité de l'utilisation des GFRP (*Voir Figure 1.16*).

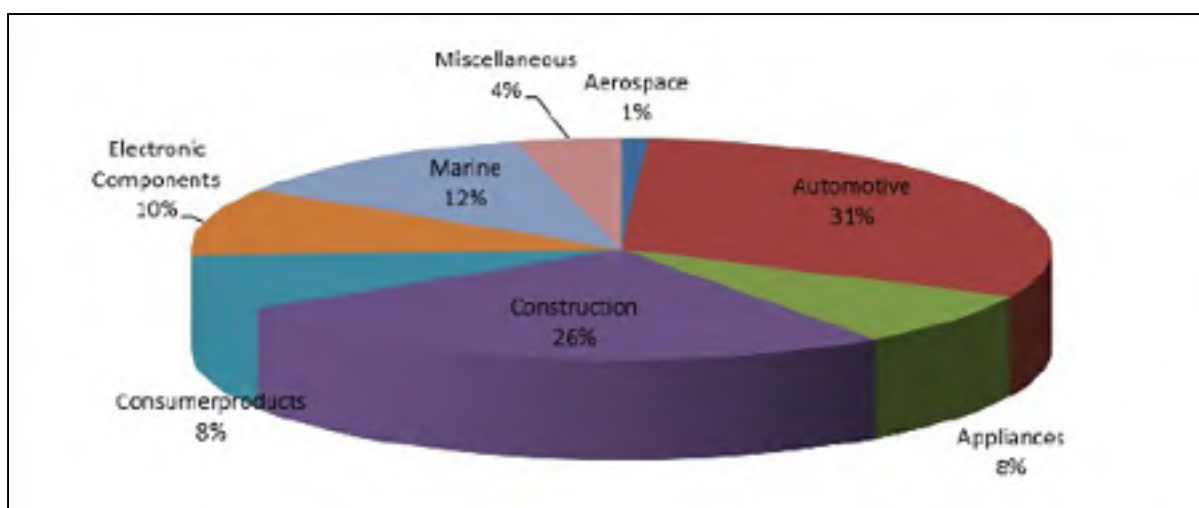


Figure 1.16 Domaines d'application des GFRP

La section qui suit présente l'état actuel des recherches récentes réalisées dans le domaine du détournement des composites à fibres naturelles, dont les fibres de lin, de même que des composites à fibres de verre dans le but de cerner la problématique de l'usinabilité de ces matériaux.

1.2 Détourage des composites renforcés par des fibres

La section précédente a souligné que les composites à fibres naturelles sont particulièrement intéressants grâce à leurs propriétés mécaniques inhérentes ainsi que leurs avantages économiques. En effet, ils sont abondants et peu abrasifs ce qui augmente la durée de vie des outils de coupe. En outre, ils sont caractérisés par une forte résistance spécifique, un module d'élasticité important et une légèreté industriellement intéressante. Ceci dit, ces matériaux s'avèrent être les plus adéquats pour les pièces non structurales (Bogoeva-Gaceva et al., 2007). Cependant, les NFRP occasionnent des défauts lors de l'usinage tels que le délaminage et la médiocrité du fini de surface traduite par une rugosité élevée. Par conséquent, les propriétés mécaniques de la pièce finie se détériorent et la durée de vie de celle-ci diminue en limitant ainsi les domaines d'application de ces composites.

L'usinage des composites à fibres naturelles diffère significativement de l'usinage des métaux. De ce fait, la théorie et les modèles d'usinage associés aux métaux ne peuvent être appliqués aux composites. D'une part, le comportement des composites dépend de la distribution et de la dispersion des renforts dans la matrice et d'autre part, cette distribution est aléatoire et inhomogène. Une investigation approfondie est donc nécessaire pour déterminer les conditions de coupe optimales comme, par exemple, V_c , f , la géométrie de l'outil de coupe et l'orientation des fibres.

Les travaux antérieurs concernant l'usinage des composites cherchent uniquement à connaître et à caractériser les facteurs influençant la qualité de l'usinage et la productivité. La plupart de ces travaux s'articulent autour des opérations de perçage des composites à fibres naturelles autre que le lin. Seulement un faible nombre de travaux s'intéressent au perçage des composite à fibres de lin et rares sont les travaux qui détaillent le détourage des FFRP.

Selon Teti (2002), concernant les composites à fibres synthétiques, le type de fibres, leur orientation, l'architecture des renforts ainsi que la fraction volumique de la matrice constituent les facteurs qui dictent le choix de l'outil de coupe ainsi que les paramètres de coupe.

La qualité du produit fini peut être caractérisée par deux critères à savoir l'intégrité de la surface (la rugosité et le délaminage) et l'usinabilité de la pièce finie (les efforts de coupe et l'usure de l'outil de coupe) (Coulon, 2013).

Il est important, tout d'abord, de bien définir l'orientation et le sens de différents efforts de coupe. La figure 1.17 montre la décomposition de la force de coupe résultante suivant les axes X , Y et Z . L'effort F_z (effort suivant l'axe Z) représente l'effort passif (F_p). L'effort F_y (effort suivant l'axe Y) constitue l'opposé de l'effort d'avance (F_f). F_f est l'effort généré par la pièce sur l'outil dans la direction d'avance. Cet effort s'oppose à l'avance de l'outil et il doit donc être minimisé afin d'améliorer l'usinabilité du composite. Enfin, F_x est la composante de la force résultante suivant l'axe X . Elle est également nommée force normale (F_n).

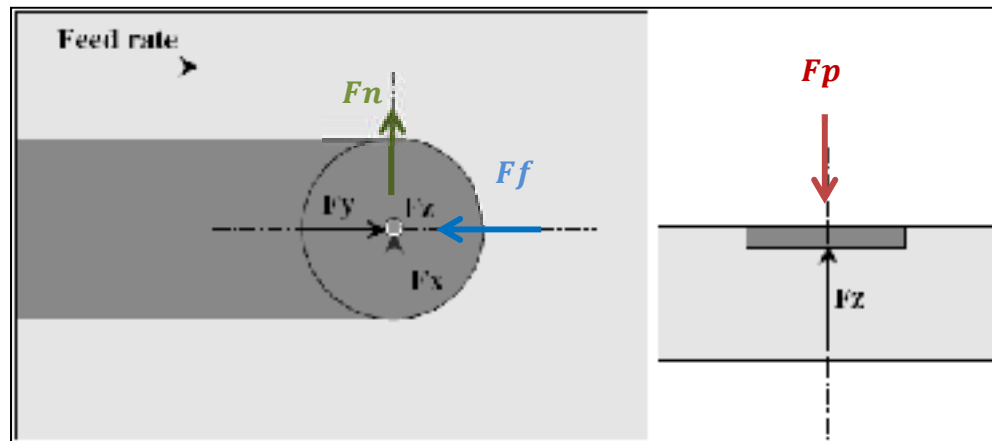


Figure 1.17 Décomposition de l'effort de coupe résultant suivant les 3 axes
Adaptée de Davim, Reis, et António (2004)

1.2.1 Effet des conditions de coupe

Contrairement à l'usinage des métaux, la quantité de matière composite enlevée est faible par rapport au volume de la pièce. Teti (2002) définit le fraisage des composites à base de fibres et de matrice en polymère (FRP) comme étant une opération de finition. Le comportement de ces matériaux face au fraisage dépend des caractéristiques des renforts ce qui impose indirectement les paramètres de coupe optimaux. L'usinage des composites à matrice thermoplastique donne lieu à une surface beaucoup plus uniforme que celle des composites à

matrice thermodurcissable et à un copeau plus cohérent grâce à leur déformation à la rupture élevée. Teti (2002) confirme qu'une vitesse de coupe élevée associée à une vitesse d'avance faible et à une grande profondeur de passe entraîne la fusion de la matrice thermoplastique voire même la brûlure de cette dernière. Cette situation n'apparaît pas dans le cas des matrices thermodurcissables étant donné que celles-ci ne fondent pas sous l'effet de la chaleur. Une vitesse de coupe élevée variant de 800 à 1200 m/min et une faible à moyenne avance par dent sont recommandées pour le fraisage des FRP. Il a aussi été démontré que l'effort d'avance (F_f) augmente avec la vitesse de coupe et avec l'avance par dent lorsque celle-ci est élevée. La chaleur dégagée ainsi, surtout lorsque le diamètre de l'outil est faible, est dissipée par l'outil de coupe. Par conséquent, la contrainte thermique et mécanique appliquée sur l'arête de coupe provoque l'usure de l'outil et détériore l'état de surface de la pièce finie (Teti, 2002). Des études antérieures ont prouvé que l'avance par dent est le paramètre le plus influent sur le fraisage des composites plastiques à fibres naturelles ((Babu, Sivaji Babu, & Gowd, 2013); Delahaigue, 2015).

Dans cette même optique, Babu et al. (2013) comparent l'usinabilité en détournage de 3 différents NFRP unidirectionnels (fibres de banane/polyester (BFRP), chanvre/polyester (HFRP) et jute/polyester (JFRP)) et d'un composite verre/polyester (GFRP) dont la fraction volumique des fibres est de 0,52. Le but est d'évaluer l'influence de la vitesse de coupe et d'avance, à profondeur de coupe constante, sur le facteur de délaminage ainsi que sur la rugosité de la surface finie obtenue par un fraisage à sec utilisant une fraise en bout brasée en carbure de 5 mm de diamètre. Le tableau 1.8 résume les niveaux des facteurs considérés.

Tableau 1.8 Niveaux des facteurs de l'expérience de Babu et al. (2013)

Paramètres	Niveau – 1	Niveau 0	Niveau + 1
Vitesse de coupe (m/min)	16	24	32
Vitesse d'avance ($mm/rév$)	0,10	0,20	0,30

Les résultats de Babu et al. (2013) viennent valider la littérature exposée par Teti. Ils montrent que le facteur de délaminage F_d et la rugosité arithmétique de la pièce finie R_a diminuent

quand la vitesse de coupe augmente et augmentent avec la vitesse d'avance. Ces deux paramètres exercent la plus grande influence sur Fd et Ra sachant que la contribution de la vitesse d'avance est de 2 à 3 fois plus importante que celle de la vitesse de coupe. Par conséquent, détourer à vitesse de coupe élevée et une vitesse d'avance faible améliore le fini de surface et minimise le délaminage. En outre, les auteurs déterminent un modèle mathématique régissant l'évolution de la rugosité et du facteur de délaminage en fonction des vitesses de coupe et d'avance sous forme d'une régression linéaire multiple. En somme, Babu et al. (2013) concluent que la qualité de détourage des pièces en NFRP est comparable à celle des composites à fibres de verre (GFRP). Parmi les 4 matériaux testés, le HFRP présente de meilleures performances, i.e. plus faible Ra et Fd , comparées aux autres NFRP et au GFRP, ce qui suggère que les NFRP peuvent potentiellement remplacer les GFRP pour des applications qui demandent un bon fini de surface.

Récemment, J Delahaigue, Chatelain, et Lebrun (2017) s'intéressent à l'usinabilité et à l'intégrité de surface par détourage des composites unidirectionnels et bidirectionnels à base de fibres de lin et matrice époxy. Ils affirment la bonne usinabilité des composites lin/époxy. En effet, aucune usure d'outil n'a été observée. Ce qui prouve que les fibres de lin sont peu abrasives. Cependant, vu leur caractère viscoélastique, un mauvais état de surface résulte du détourage de ce matériau traduit par un grand nombre de fibres non coupées et par un facteur de délaminage élevé. Delahaigue (2015), dans son mémoire de maîtrise, note que le mode de coupe en avalant est à proscrire vu qu'il induit un état de surface médiocre. Il remarque également que les efforts de coupe sont influencés par l'avance. L'effort normal croît linéairement avec l'avance et l'effort d'avance croît jusqu'à une avance intermédiaire puis se stabilise. Delahaigue (2015) constate que la vitesse de coupe n'influence ni les efforts de coupe ni la rugosité. Cela est contradictoire avec la littérature qui affirme que bien que l'effet de la vitesse de coupe soit minime par rapport à l'effet de l'avance, elle a tout de même un effet significatif. L'auteur conseille une vitesse d'avance moyenne ($0,1 \text{ tr/min}$ à $0,3 \text{ tr/min}$) et une vitesse de coupe élevée (800 m/min) pour réaliser un bon compromis entre qualité et productivité.

La littérature montre que les résultats obtenus avec les fibres naturelles concordent bien avec ceux obtenus suite au détournage des composites à fibres de verre. Ceci explique l'une des raisons pour laquelle les chercheurs tentent de remplacer les fibres de verre dans les composites par les fibres naturelles et plus particulièrement les fibres de lin.

Davim et Reis (2003) ont étudié l'influence des paramètres de coupe (V_c et f) sur les efforts de coupe, F_d , R_a et sur la précision dimensionnelle lors du détournage de composites à 65% de fibres de verre et à matrice polyester insaturé. Ils utilisent, pour cela, un outil à plaquettes brasées en carbure (K10) de 5 mm de diamètre. Il en résulte que les efforts de coupe, la précision dimensionnelle et la rugosité croissent avec l'avance et décroissent avec la vitesse de coupe. Le délaminage, quant à lui, augmente autant avec f qu'avec V_c .

Selon Jenarthanan, R., et Naresh (2013), l'avance est le paramètre ayant la plus grande influence sur le délaminage suivi par la vitesse de coupe et la profondeur de coupe lorsqu'il s'agit du détournage des GFRP bidirectionnels. Une explication plausible à ce phénomène est avancée par Davim et al. (2004) qui affirment qu'une augmentation de f entraîne une intensification de la génération de chaleur et donc un amorçage de l'usure de l'outil ce qui engendre une rugosité plus élevée. De plus, l'augmentation de f génère une augmentation de F_f ce qui cause de plus importantes vibrations et donc plus de défauts d'usinage.

La stratégie d'usinage (avalant/opposition) puis l'avance se sont avérées les paramètres les plus influents sur le processus de détournage en se basant sur un critère d'optimisation multi-réponses. Comme pour les composites à fibres de lin, le mode d'usinage en avalant est à proscrire (Vasudevan, Rajguru, & Deshpande, 2014).

Tous les textes vus jusqu'ici (Babu et al., 2013; Davim & Reis, 2003; J Delahaigue et al., 2017; Jenarthanan et al., 2013; Kayaroganam Palanikumar, 2006; Vasudevan et al., 2014) convergent vers les mêmes conclusions, que ce soit suite au détournage des FFRP ou bien le détournage des GFRP :

- La vitesse d'avance f est le paramètre le plus influent sur la qualité de la surface finie.
- Le délaminage augmente avec l'avance f . Jenarathanan et al. (2013) affirment que Fd augmente également avec la profondeur de coupe
- Les efforts de coupe, principalement la force d'avance, augmentent tragiquement avec la vitesse d'avance et diminuent avec la vitesse de coupe
- Le mode d'usinage en avalant est à proscrire.
- Une vitesse de coupe moyenne à élevée permet de minimiser la rugosité et le délaminage
- La rugosité suit la même tendance que l'effort d'avance Ff . Cela suggère une certaine corrélation entre les 2 réponses. Cette supposition a été confirmée par Y. G. Wang, Yan, Chen, Sun, et Liu (2011) qui l'ont expliquée par le fait que les forces de coupe génèrent des vibrations au niveau de la pièce usinée. Ces vibrations affectent le mécanisme de coupe des fibres. Effectivement, les fibres fléchissent au lieu d'être coupées par cisaillement ce qui affecte la rugosité de la surface.

1.2.2 Effet de l'orientation des fibres

L'usinage des composites à fibres continues repose principalement sur 4 mécanismes de coupe dépendamment de l'orientation des fibres (*Voir* Figure 1.18) :

- Coupe par délaminage : l'outil coupe la matrice qui est moins résistante que les fibres. Il sépare alors les fibres de la matrice en suivant l'interface. Les fibres subissent un flambage et une déflexion. Ce mode de rupture caractérise les stratifiés dont les fibres sont orientées à 0° par rapport à la direction d'avance de l'outil.
- À 45° les fibres subissent une fracture brusque.
- Coupe par déformation : si l'orientation des fibres est perpendiculaire à la direction d'avance de l'outil de coupe (fibres orientées à 90° par rapport à la direction d'avance), les fibres se déforment plastiquement à cause de la pression de poussée exercée par la fraise. Elles se fracturent brusquement d'une manière non contrôlée de sorte à pelucher et générer beaucoup de fibres non coupées.

- Coupe par cisaillement : Les fibres fléchissent et subissent du cisaillement. Cela arrive lorsque les fibres sont orientées à -45° .

Naturellement, l'état de surface de coupe dépend en premier lieu de l'orientation des fibres (Kayaroganam Palanikumar, 2006). Cependant, notons que ces mécanismes ont été constatés lors de tests conduits sur des composites à fibres de carbone. Ils peuvent être sensiblement différents dans le cas du détourage des composites à fibres naturelles étant donné que leur comportement diffère du comportement des fibres de carbone.

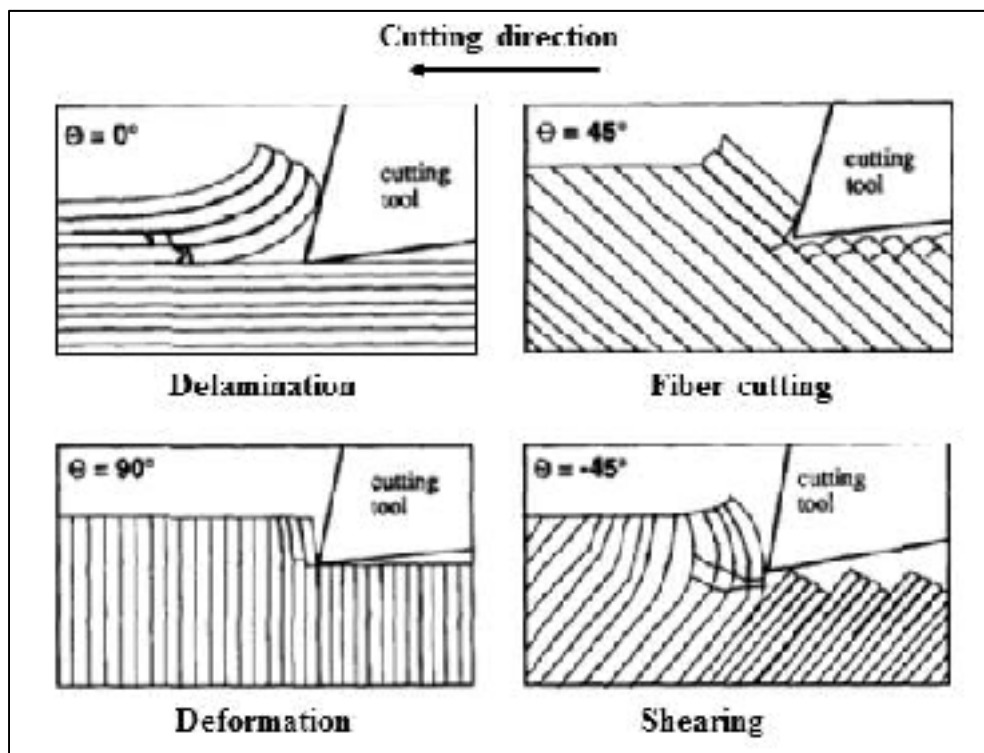


Figure 1.18 Différents mécanismes de coupe selon l'orientation des fibres
Tirée de D. H. Wang, Ramulu, et Arola (1995)

D'autres paramètres influencent la qualité de fraisage notamment la profondeur d'engagement de l'outil, l'épaisseur de la pièce, l'orientation des fibres et le type du liant. La meilleure qualité de fraisage des composites à matrice thermodurcissable est atteinte lorsque l'opération de fraisage s'opère parallèlement à l'orientation des fibres, à savoir pour une orientation égale à 0° . Le pire état de surface est obtenu dans le cas de fibres orientées entre 30° et 45° .

Effectivement, dans ce cas, le mode de rupture des fibres est une combinaison d'une compression et d'une flexion ce qui produit des forces de coupe très élevées.

Étant donné que l'orientation des fibres a un effet majeur sur la qualité du détournage, Delahaigue (2015) étudie l'influence de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe, la rugosité et le délaminage lors du détournage d'un composite unidirectionnel lin/époxy. Il confirme que le meilleur état de surface est obtenu lorsque les fibres ont une orientation θ nulle et le pire état de surface est obtenu lorsque θ est égale à -45° . Selon l'orientation des fibres, le composite réagit différemment face aux conditions de coupe de l'expérience (*Voir Figure 1.18*).

Dépendamment de l'orientation des fibres et de l'outil utilisé, des tendances différentes pour la rugosité ont été observées. En effet pour un outil avec un angle d'hélice de 10° et des orientations des fibres de 0° , 45° et 90° , la rugosité présente une tendance parabolique et est minimale lorsque la vitesse d'avance est moyenne ($0,3 \text{ mm/tr}$). Aucune tendance n'est observée pour ce même outil lorsque $\theta = -45^\circ$. Dans le cas d'un outil avec un angle d'hélice nul et lorsque les fibres sont orientées à 0° ou 45° ou encore 90° , la rugosité diminue avec l'avance jusqu'à une avance intermédiaire puis se stabilise. Pour θ égale à -45° , la rugosité présente une tendance parabolique avec un minimum correspondant à une avance intermédiaire ($0,1 \text{ mm/tr}$). Cela est en accord avec la littérature puisque Teti (2002) conseille une faible à moyenne avance.

Azmi, Lin, et Bhattacharyya (2012) soulignent la différence entre la qualité du fini de surface générée par un outil utilisé lorsque la coupe se fait selon la direction longitudinale (0°) ou la direction perpendiculaire (90°) (*Voir Figure 1.19*).

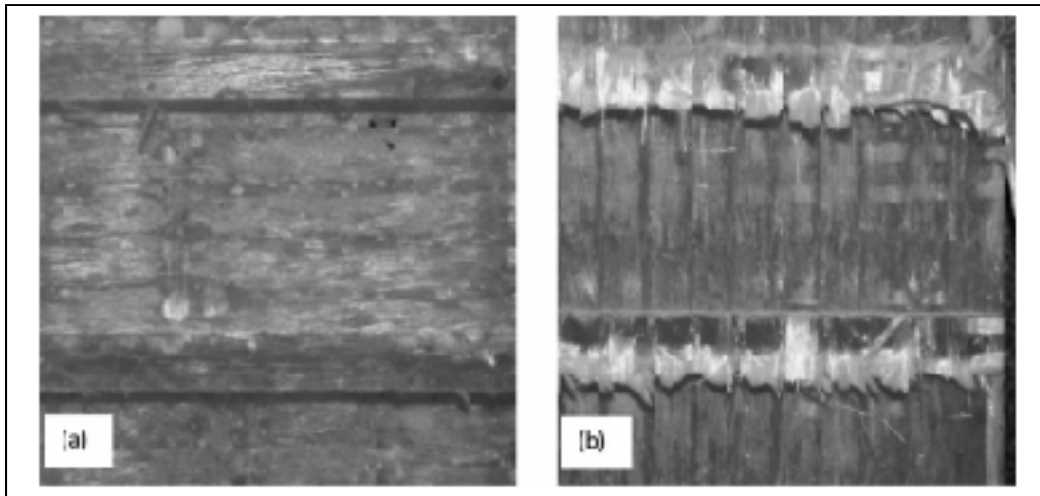


Figure 1.19 Comparaison du dommage causé par un outil utilisé quand l'usinage s'opère dans une direction faisant un angle de : a) 0° ou b) 90° avec les fibres
Tirée de Azmi et al. (2012)

Tel qu'évoqué plus haut, le comportement du composite face au détournage dépend de plusieurs paramètres, parmi lesquels la géométrie de l'outil. La section suivante traitera cet aspect.

1.2.3 Effet de la géométrie et du revêtement de l'outil de coupe

Le matériau et la géométrie de l'outil sont des paramètres très influents sur la qualité d'usinage vu qu'ils régissent le comportement des forces de coupe. D'après Bérubé (2012), dans le cas des composites à fibres très abrasives comme les fibres de verre (GFRP) ou encore les fibres de carbone (CRFP), le critère de sélection de l'outil de coupe s'avère son matériau. En effet le matériau de l'outil doit être plus dur que les renforts dans le composite afin d'optimiser sa durée de vie. Quant à la géométrie de l'outil, elle est définie par plusieurs paramètres (*Voir* Figure 1.20). Chaque paramètre affecte à son tour la qualité de la surface.

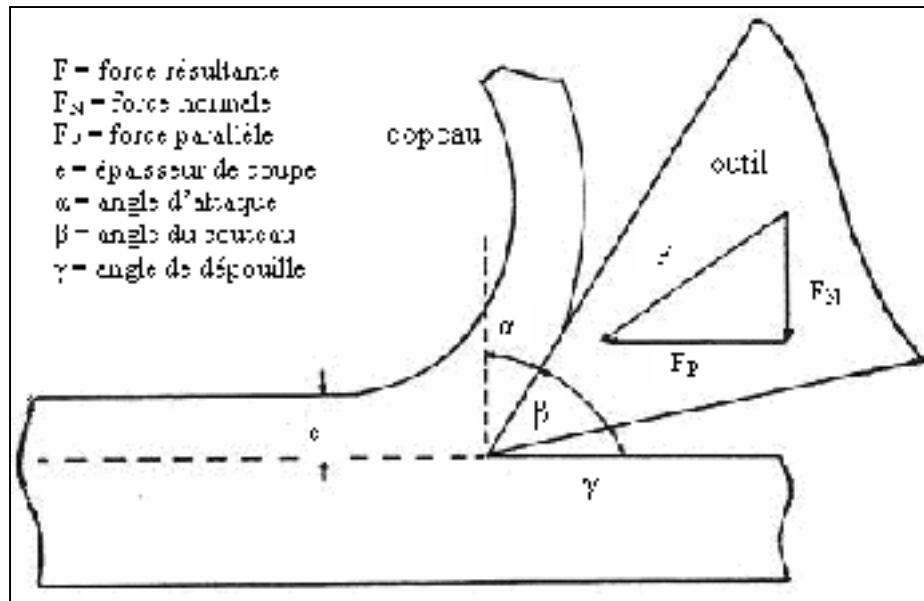


Figure 1.20 Schématisation des différents paramètres définissant la géométrie de l'outil en coupe orthogonale et des efforts de coupe
Tirée de Woodson et Koch (1970)

Afin de concevoir un outil de coupe qui soit le mieux adapté aux opérations de détournage, Bérubé (2012) a réalisé des essais comparatifs sur 12 outils de coupe de géométries différentes. Une attention particulière a été accordée à l'angle d'attaque (0° , 5° , 10° et 15°) et à l'angle d'hélice (-10° , 0° , 10°). L'auteur évalue un angle d'hélice optimum à -10° et un angle d'attaque optimum à $7,24^\circ$. Il teste également 4 outils de géométries complètement différentes ce qui lui permet de constater que l'outil optimal est l'outil en PCD possédant le plus petit rayon de bec et un angle de dépouille de 20° . Étant donné qu'un outil en PCD hélicoïdal (angle d'hélice positif) est fastidieux à fabriquer, l'auteur suggère qu'un angle d'hélice de 0° serait un compromis raisonnable. Il est à noter que les tests de Bérubé (2012) ont été conduits sur des composites à fibres de carbone. Ses conclusions sont, toutefois, à considérer avec précaution pour le détournage des composites à fibres naturelles vu que le comportement et la morphologie de ceux-ci diffèrent considérablement.

L'effet tribologique du revêtement des outils de coupe sur le fini de surface des pièces en NFRP lors du détournage à sec en avalant et en opposition a été étudié par Chegdani, Mezghani, et El Mansori (2015). Cette étude prend en considération le mécanisme de coupe des fibres

naturelles ainsi que l'usure de l'outil. Les expériences ont été conduites sur un composite unidirectionnel lin/polypropylène (UDF/PP) où les fibres présentent 40% du volume. Les auteurs ont utilisé 3 fraises à une taille, à hélice de 30° , à pas court, de 10 mm de diamètre et à 2 arêtes de coupe : un outil en carbure de tungstène non revêtu, un outil avec revêtement par dépôt physique en phase vapeur uni-couche (PVD) en diborure de titane (A4CA) et un outil revêtu par dépôt chimique en phase vapeur multi-couche micro-cristalline (CVD) de diamant (A4BX). Afin de quantifier l'impact du revêtement, ils se sont appuyés sur des mesures de l'énergie spécifique de coupe et de la rugosité arithmétique de la pièce finie. Par ailleurs, une analyse multi-échelle en se basant sur l'approche tribo-énergétique a été adoptée afin de mieux comprendre le mécanisme physique de coupe induit. Un intérêt particulier a été porté à l'usure de l'outil. Les auteurs ont varié la vitesse d'avance de 0,05 mm/dent à 0,16 mm/dent et ont maintenu constants le reste des paramètres (vitesse de coupe de 100 m/min et profondeur de passe de 1 mm. Enfin, un test d'usure accélérée avec une vitesse de coupe de 100 m/min et une avance égale à 32 mm/min a été effectué comportant 50 cycles (5 heures). Il est à noter que la longueur d'un cycle est de 200 mm soit au total une longueur coupée de 10 m.

Chegdani et al. (2015) concluent que l'énergie spécifique du détournage en opposition est plus faible que celle du détournage en avalant pour des vitesses d'avance faibles à moyennes ce qui signifie que le cisaillement est plus efficace lors du détournage en opposition (*Voir* Figure 1.21). En effet, lors de l'usinage en opposition les fibres sont adéquatement maintenues par la matière non coupée en aval. En revanche, dans l'autre cas, le maintien des fibres est faiblement assuré à cause de la matière en amont déjà usinée (*Voir* Figure 1.22). Pour cette même raison, les fibres non coupées sont plus nombreuses à la surface supérieure (lors de la sortie de l'outil). Aucune différence n'a été observée pour les vitesses d'avance élevées (même niveau de rugosité quel que soit le mode d'usinage). De plus, encore avec des vitesses d'avance faibles à moyennes, la rugosité induite par détournage en avalant est médiocre comparée à celle obtenue par détournage en opposition. En d'autres mots, le détournage en opposition assure une meilleure qualité d'usinage que le détournage en avalant. Par ailleurs, la rugosité augmente avec le rayon de l'arête de coupe (l'outil A4BX possède le rayon de coupe le plus élevé et génère alors la pire rugosité) (*Voir* Figure 1.21). Ceci vient appuyer les conclusions de Delahague (2015) et

de Chatelain, Zaghbani, et Monier (2012) voulant que le mode d'usinage en opposition soit à privilégier.

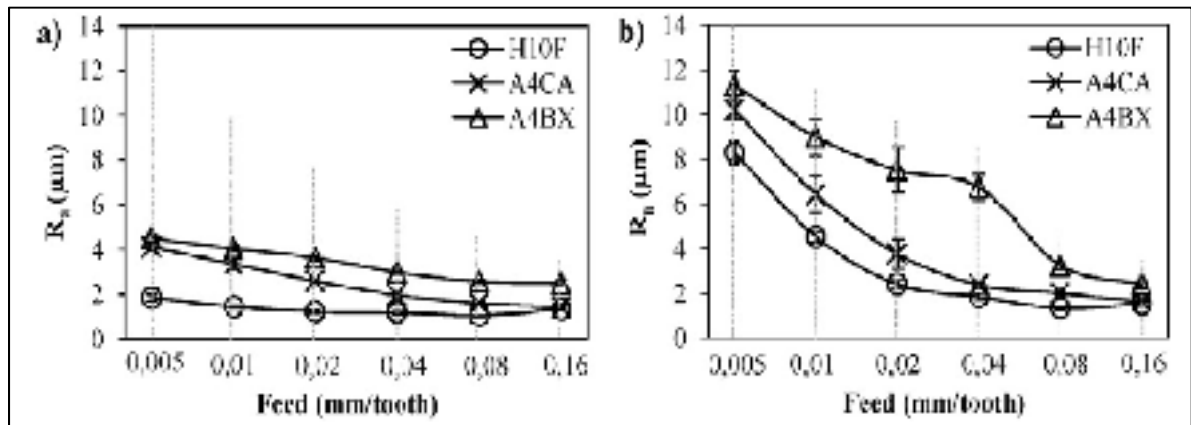


Figure 1.21 Évolution de la rugosité de la surface en fonction de l'avance induite par le détournage d'un UDF/PP en a) opposition et en b) avalant
Tirée de Chegdani et al. (2015)

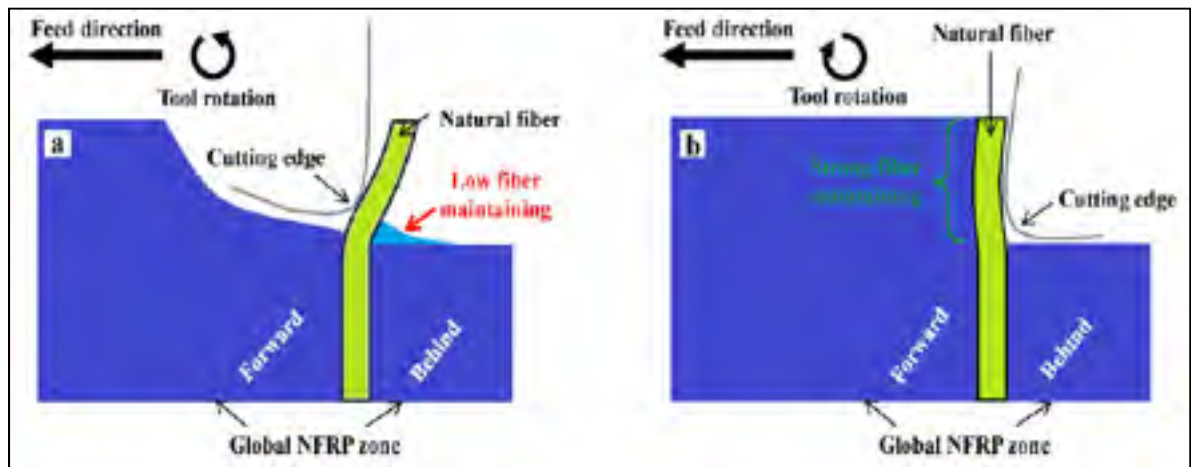


Figure 1.22 Schématisation du comportement de la fibre lors de l'usinage :
a) en avalant b) en opposition
Tirée de Chegdani et al. (2015)

La coupe optimale a été obtenue avec l'outil de coupe non revêtu i.e. ayant le rayon d'arête de coupe le plus petit. Ce dernier induit le délaminage le moins important en termes de fibres non coupées. Dans les cas de l'usinage des GFRP, un outil revêtu, en particulier un outil avec un revêtement PCD, est plutôt recommandé pour optimiser la coupe (Bérubé, 2012;

Panneerselvam, Pradeep, & Asokan, 2012). Un compromis entre l'acuité et la dimension de l'arête tranchante est requis pour assurer une longue durée de vie de l'outil et une bonne qualité de la pièce finie. Une arête très tranchante et un angle d'hélice de 0° permettent le respect de ce compromis (Bérubé, 2012; Jérémy Delahaigue, 2015). De plus, une vitesse d'avance élevée et un outil avec un faible rayon de bec favorisent le cisaillement des fibres et améliorent alors l'état de surface des composites à fibres naturelles en détourage. Cette conclusion n'est pas tout à fait contradictoire avec la littérature. En effet, Delahaigue (2015) a montré que le comportement de la rugosité dépend du matériau de la pièce et de l'angle d'hélice de la fraise. Aussi, l'avance élevée adoptée par Chegdani correspond à une avance moyenne d'après les niveaux de facteurs de Delahaigue.

Seulement l'outil non revêtu montre des signes d'usure à la pointe de l'arête de coupe. Des micro-craques ont apparu sur la pointe mais aucune modification de la géométrie de la face de coupe n'a été observée (*Voir Figures 1.23.b et 1.23.c*). La dureté de l'outil de coupe n'influence aucunement la qualité du fraisage des UDF/PP. en effet ceux-ci ont une dureté (11HV) négligeable devant celle des outils. Enfin, Delahaigue (2015) a démontré qu'un angle d'hélice faible permet d'améliorer l'état de surface. Un outil à angle d'hélice nulle donne de meilleurs résultats qu'un outil à un angle d'hélice de 10° .

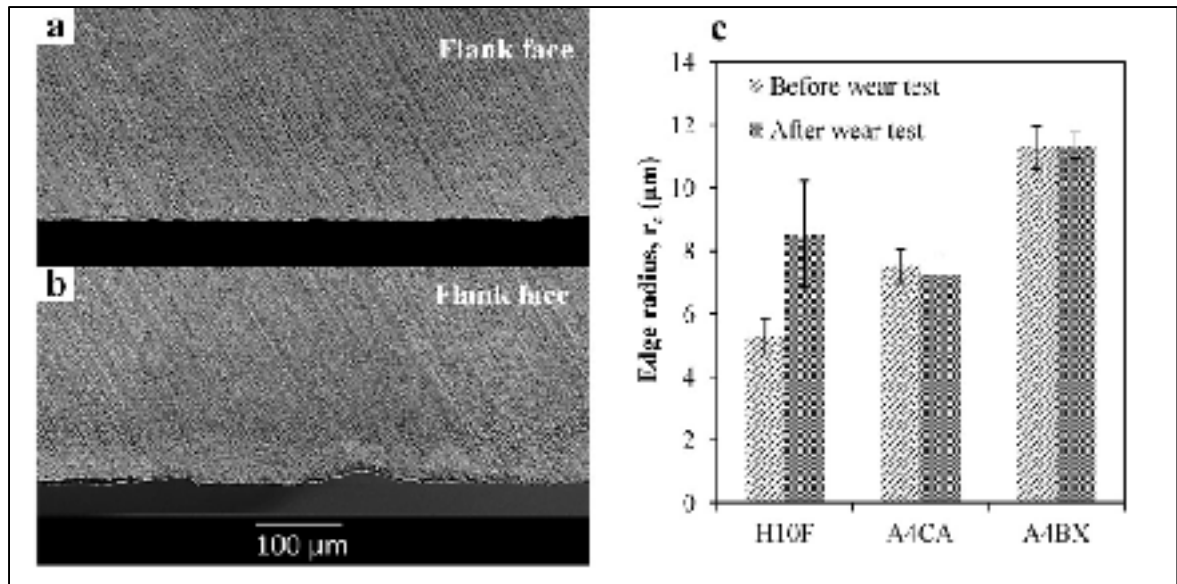


Figure 1.23 Micrographes SEM de la zone active de l'arête de coupe de l'outil en H10F
a) avant l'usure, b) après l'usure et c) rayon de bec des forets avant et après l'usure
Tirée de Chegani et al. (2015)

1.3 Usure de l'outil de coupe

L'usure de l'outil de coupe joue un rôle crucial dans la qualité de la coupe. Elle affecte à la fois l'intégrité de la surface et l'usinabilité des composites à fibres que ce soient synthétiques ou naturelles. Ainsi, la compréhension et la maîtrise de ce phénomène sont nécessaires à l'optimisation du processus de détourage.

1.3.1 Expérimental

L'usure d'outil est l'un des problèmes majeurs en usinage des composites. En effet, cela affecte la qualité de l'usinage à savoir le fini de surface et la productivité. L'usure en flanc Vb (Voir Figure 1.24) causée par abrasion s'est révélée être l'usure la plus fréquente dans le cas du détourage des GFRP (Azmi, Lin, & Bhattacharyya, 2013a). Cette usure est définie selon la norme ISO 8688-2 (International Standard Organization, 1989). La durée de vie d'un outil de coupe usé en flanc est limitée par une Vb de 0.3 mm. Au-delà, l'outil est considéré non fonctionnel et doit être changé.

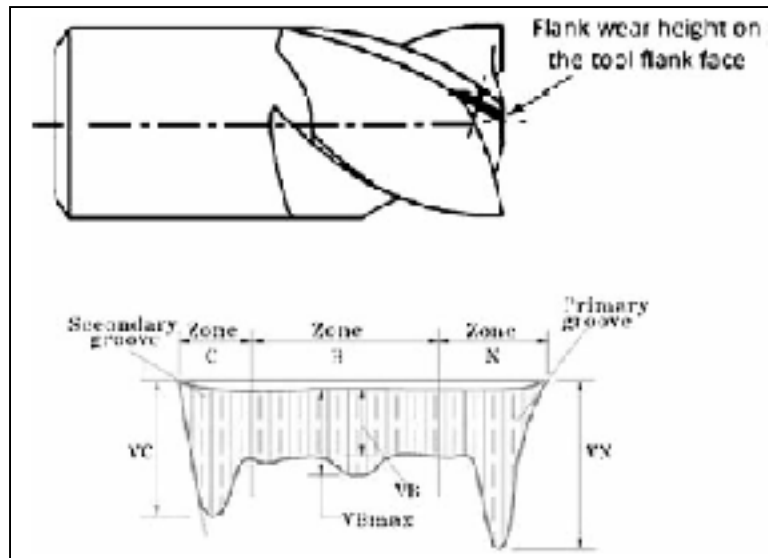


Figure 1.24 Usure frontale en zone B
Tirée de Azmi et al. (2013a)

Afin de quantifier l'impact de ce problème, un modèle mathématique de l'usure de l'outil lors du tournage d'un GFRP verre/époxy en fonction de la vitesse de coupe, de l'avance, de la profondeur de passe et de l'orientation des fibres a été élaboré par K. Palanikumar et Paulo Davim (2007) (*Voir* Tableau 1.9). L'orientation des fibres présente l'un des facteurs principaux dictant le mécanisme physique de rupture du composite et donc de l'intensité des efforts appliqués sur l'outil menant à son usure.

Tableau 1.9 Niveaux des facteurs étudiés par Palanikumar et Davim (2007)

Niveaux	Vitesse de coupe (m/min)	Vitesse d'avance ($mm/rév$)	Orientation des fibres ($^{\circ}$)	Profondeur de passe (mm)
1	75	0,1	30	0,5
2	175	0,5	90	1,5

Les principaux mécanismes d'usure d'outils possibles dans le cas des FRP sont : l'abrasion, l'endommagement de la surface et du revêtement et parfois l'adhésion du copeau pouvant affecter, surtout, l'arête de coupe. K. Palanikumar et Paulo Davim (2007) s'intéressent à l'usure en dépouille. Ils utilisent pour leur étude un outil de référence PCLNR 1616 K12 avec une plaquette en carbure avec revêtement CVD. Ils montrent, ainsi, que chacun des facteurs

étudiés est influent sur l'usure de l'outil. Par ailleurs, ils notent que l'interaction entre la vitesse de coupe et l'orientation des fibres et l'interaction entre la vitesse de coupe et la profondeur de passe sont également influents. L'usure de l'outil augmente avec la vitesse de coupe, avec l'angle d'orientation des fibres (de 30° à 90°) et avec la vitesse d'avance. La profondeur de passe joue un faible rôle sur la qualité de l'usinage et contribue à la réduction de l'usure de l'outil. Plus la vitesse de coupe augmente plus les efforts appliqués à l'outil augmentent et la chaleur dégagée par celui-ci s'intensifie ce qui favorise l'usure. Ce paramètre est donc le plus néfaste pour l'outil.

Alors que les fibres de verre et celles de carbones nuisent à l'outil à cause de leur nature abrasive, les fibres d'aramide le font à cause de leur faible coefficient de conductivité thermique et leur caractère ductile. Puisque l'usure se manifeste essentiellement sur l'arête de coupe, cette dernière devrait posséder une bonne résistance à l'abrasion et à l'écaillage. De plus, une bonne qualité de surface nécessite un outil de coupe tranchant avec un faible rayon de bec permettant de réduire le nombre des fibres non coupées (Teti. 2002). Cela confirme les résultats obtenus plus tard par Chegiani et al. (2015) quant à l'influence du rayon de bec sur le fini de surface. Les outils de coupe en carbure revêtu de diamant et les outils PCD montrent de bons résultats face à l'usure et à la problématique de durée de vie pendant l'usinage des GFRP ainsi que des CFRP. Les outils en PCD présentent l'avantage de permettre l'utilisation de vitesses de coupe élevées pour des durées de vie satisfaisantes comparés aux autres outils de coupe (que ce soit les outils en CVD ou bien les outils non revêtus). En outre, les outils PCD représentent une potentielle alternative aux outils en carbure en termes de qualité et d'économie grâce à leur durée de vie plus longue qui compense leur prix plus cher. Aussi, le matériau de la matrice exerce une influence significative sur l'usure de l'outil qui est plus prononcée lorsque le liant est thermoplastique. Dans ce cas, seul un outil PCD satisfait les exigences de qualité. En conséquence, la littérature recommande l'utilisation d'un PCD pour les opérations d'usinage des FRP et des vitesses de coupe peu élevées.

Yuanyushkin, Rychkov, et Lobanov (2014) ont étudié le détournage d'un composite verre/époxy phénol. Ils se sont particulièrement intéressés à l'effet de l'outil de coupe et de

son usure sur la rugosité arithmétique. Pour ce faire, une fraise modulaire et 3 types d'inserts en carbure à savoir VK3M, VK15 et VK8 ont été testés. Les auteurs concluent qu'il existe une limite admissible pour l'usure radiale ($350 \mu\text{m}$). Au-delà de ce niveau d'usure, Ra dépasse les $10 \mu\text{m}$. il est aussi à noter que la rugosité est une fonction croissante de l'usure.

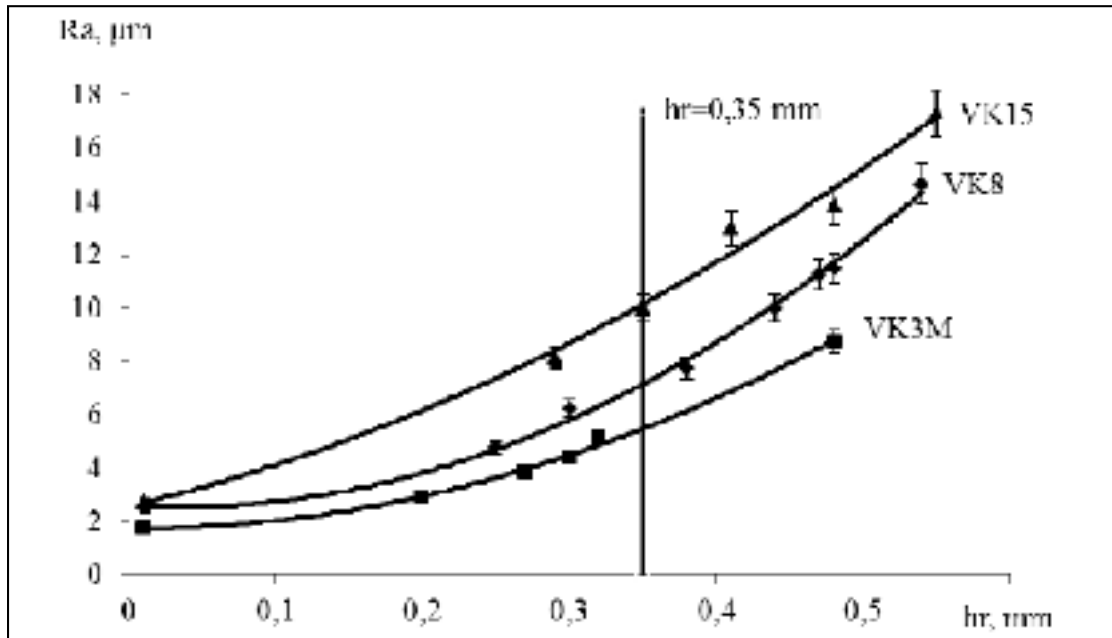


Figure 1.25 Évolution de Ra en fonction de l'usure radiale de l'outil de coupe
Tirée de Yuanyushkin et al. (2014)

Mais, ce résultat est contradictoire avec les affirmations formulées plus tôt par Hamedanianpour et Chatelain (2013) qui constate que l'usure en flanc de l'outil en détournage d'un stratifié carbone/époxy quasi isotrope et constitué de 24 pli diminue Ra .

En somme, une investigation plus approfondie du phénomène d'usure des outils de coupe est indispensable afin de valider l'une ou l'autre des deux hypothèses précédentes et d'en comprendre l'origine de la différence.

1.3.2 Norme et modèle

La modélisation est une étape cruciale de la recherche. Elle permet la prédiction du niveau de la réponse. Inversement, pour un niveau de réponse désiré, un modèle permettra l'estimation des niveaux des facteurs à contrôler. La prédiction de l'usure de l'outil permet de prévenir son émoussage. L'usure de l'outil consiste en sa durée de vie qui est définie par la norme ISO 8868-2. Donc la prédiction de l'usure de l'outil de coupe consiste à déterminer sa durée de vie qui est régie par la loi de Taylor de la forme :

$$TL = k \times V_c^\alpha \times f^\beta \times A^\gamma \quad (1.2)$$

Où k , α , β et γ sont les constantes de l'équation et A est l'angle d'orientation des fibres.

Azmi et al. (2012) ont identifié les constantes d'un modèle de Taylor lors du détournage d'un composite verre/époxy par une fraise à plaquettes brasées en carbure non revêtu. Ils constatent l'apparition de marques de rayures uniformes sur la face de dépouille de son outil. Ces marques sont causées par les frottements entre l'outil de coupe et les fibres abrasives (*Voir Figure 1.26*).

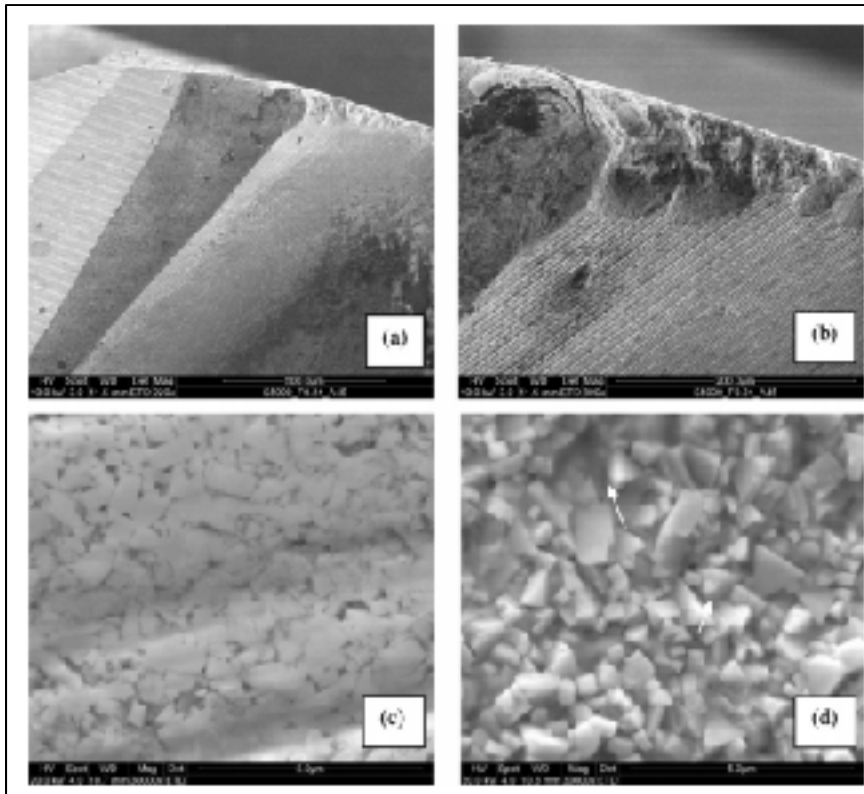


Figure 1.26 Usure de l'outil lors du détournage a) par abrasion, b) par écaillage, c) nouveau outil et d) fracture des grains de carbure de tungstène (WC) sur un outil utilisé
Tirée de Azmi et al. (2012)

Azmi et al. (2012) concluent que la vitesse de coupe est le paramètre qui influence le plus l'usure de l'outil suivi par l'orientation des fibres. L'avance, quant à elle, exerce une influence minime sur l'usure. De plus, une durée de vie plus longue peut être achevée lorsque A est égal à 90° comparativement à la durée de vie lorsque A est égal à 0° . Ceci est expliqué par le mécanisme de coupe ; une coupe dans l'orientation des fibres (0°) génère de la flexion et du flambage de la fibre donc plus de frottement fibre/outil ce qui amorce l'usure. Similairement à ce qui a été énoncé plus haut, l'usure de l'outil est corrélée avec V_c (Voir Figure 1.27 et Figure 1.28).

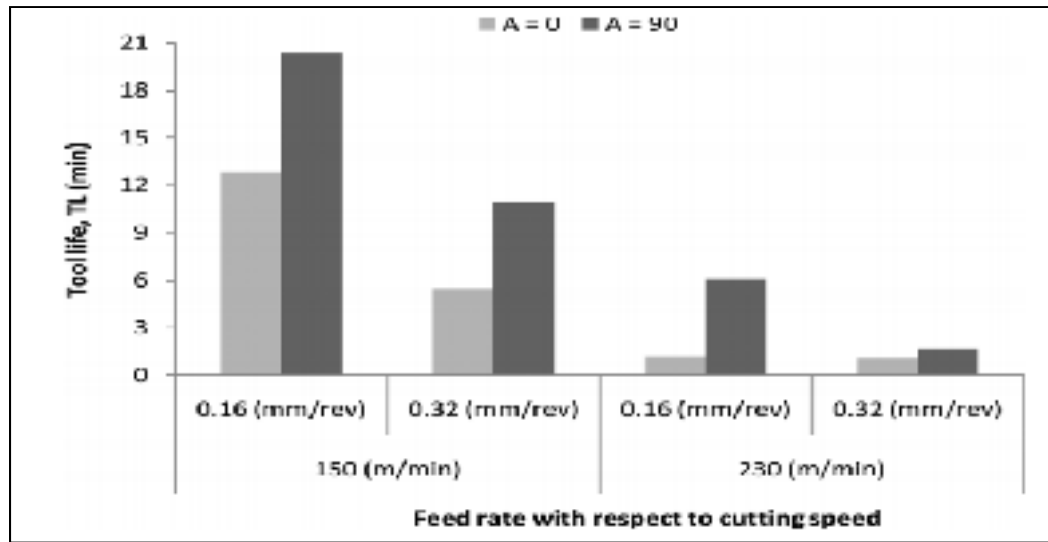


Figure 1.27 Evolution de l'usure de l'outil de coupe en fonction de V_c , f et A
Tirée de Azmi et al. (2012)

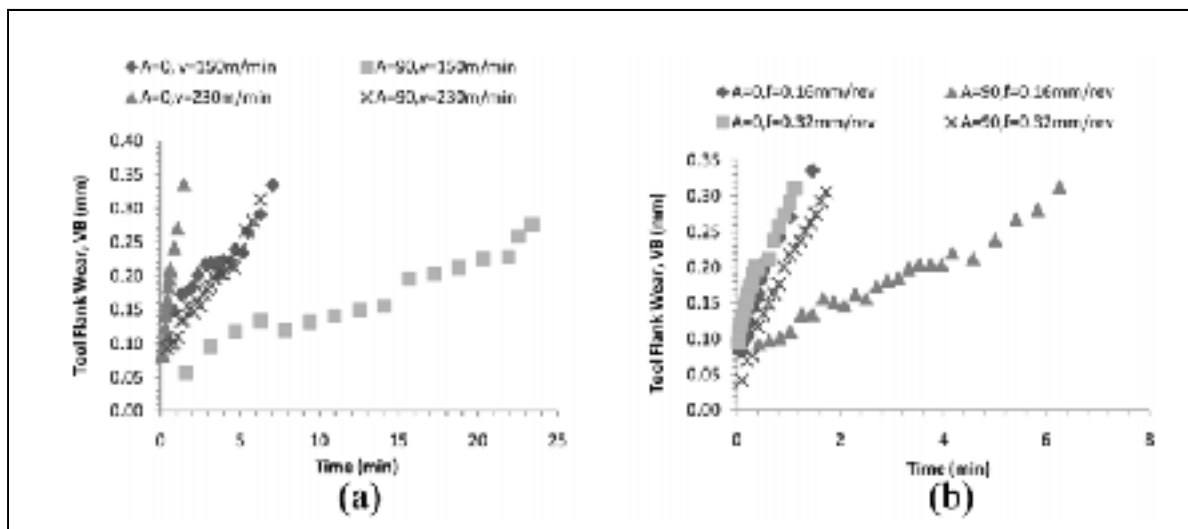


Figure 1.28 Evolution de l'usure de l'outil de coupe en fonction de
différentes conditions d'usinage et de A
Tirée de Azmi et al. (2012)

Azmi arrive également à conclure qu'il existe une influence réciproque entre l'usure et les efforts de coupe. Par exemple, si les efforts de coupe augmentent, l'usure augmente et entraîne donc une augmentation des efforts de coupe à cause de l'augmentation des frottements entre l'outil et la matière usinée. Il améliore donc son modèle en ajoutant un terme lié à l'effort de coupe (Azmi, Lin, & Bhattacharyya, 2013b). Le modèle final est alors de la forme :

$$TL = k \times V_c^\alpha \times f^\beta \times A^\gamma \times F^\delta \quad (1.3)$$

Où F est l'effort total de coupe.

1.4 Conclusion, limitation des études et objectifs de la recherche

Les composites à fibres naturelles présentent un sujet d'actualité dès lors que la problématique environnementale est devenue primordiale. Ces matériaux montrent leur intérêt par leur caractère naturel et biodégradable, leur recyclage aisé et leur abondance. De plus, l'extraction des fibres naturelles est non énergivore ce qui les rend peu chères. En outre, elles présentent des propriétés spécifiques comparables à celles des fibres de verre avec un poids plus faible et elles ont l'avantage d'être peu abrasives permettant donc une économie non négligeable. Ainsi, elles constituent une éventuelle alternative aux fibres de verre. Par conséquent, le domaine d'application des bio-composites connaît actuellement une expansion rapide. Mais, ces matériaux sont très sensibles à l'humidité et à la chaleur. Alors que la matrice est hydrophobe, les fibres sont hydrophiles ce qui résulte en une mauvaise adhésion fibre/matrice. Or, cet inconvénient nuit aux propriétés mécaniques des composites et à leur stabilité dimensionnelle.

Les composites à fibres naturelles sont facilement usinables. Cependant, puisque les fibres sont viscoélastiques, le fini de surface résultant est médiocre. Plusieurs défauts sont observés notamment le délaminage, les fibres non coupées, l'arrachement de fibres ou encore la défaillance de la matrice. Certes, les efforts de coupe engendrés par l'opération d'usinage sont faibles devant les efforts de coupe induits par les composites à fibres synthétiques mais la rugosité est beaucoup plus élevée. Afin d'optimiser la qualité de la coupe et de maximiser la productivité, la littérature conseille des vitesses d'avance faibles à moyennes et une vitesse de coupe élevée dans le cas du détournement. D'autres facteurs influencent la qualité et la productivité de l'usinage des NFRP à savoir l'orientation des fibres, l'outil de coupe (matériau, revêtement, angle d'hélice et diamètre) et aussi le processus de refroidissement. Le meilleur état de surface est obtenu lorsque l'orientation des fibres est nulle, lorsque l'angle d'hélice de l'outil, son

diamètre et son rayon de bec sont faibles. En effet, une coupe nette est réalisée lorsque l'arête de coupe de l'outil est tranchante.

L'usure de l'outil représente l'un des facteurs les plus influents en usinage des composites notamment les composites à fibres synthétiques comme les GFRP. Ces derniers sont rigides et abrasifs. Ils nuisent donc aux outils de coupe et génèrent une usure prononcée et des efforts de coupe élevés. En revanche, les NFRP sont caractérisées par une faible dureté qui est négligeable devant la dureté des outils de coupe. L'usure résultante ne s'avère alors pas une problématique lors de l'usinage de ces matériaux. Il est tout de même conseillé d'utiliser un outil en PCD pour garantir la meilleure efficacité vu qu'il admet de plus larges gammes de vitesses de coupe.

La littérature concernant le détourage des composites lin/époxy est limitée. Les travaux réalisés en termes d'usinage de ce matériau concernent essentiellement le perçage ou bien la simple caractérisation de leurs propriétés mécaniques. De plus les différents modèles statistiques établis sont toujours spécifiques et non généralisables vu que leur établissement ne prend pas en compte la variabilité des caractéristiques des composites à fibres naturelles. Les auteurs n'évaluent jamais la robustesse du modèle de prédiction développé. D'où l'intérêt que nous portons à l'optimisation du détourage des composites lin/époxy. Le but de ce mémoire est d'établir des modèles de prédiction robustes et généralisables de la rugosité, du délaminage et des efforts de coupe. L'usinabilité des UDF/époxy sera comparée à celle des UDG/époxy pris comme référence.

CHAPITRE 2

MÉTHODOLOGIE

2.1 Introduction

Tel que vu au chapitre précédent, l'usinage des composites à fibres naturelles, et plus particulièrement l'usinage des FFRP, est compliqué à cause de leur nature hétérogène. Le comportement viscoélastique des fibres naturelles complique davantage l'usinage de ces matériaux. Effectivement, les fibres fléchissent au contact de l'outil de coupe (se déforment élastiquement) au lieu d'être coupées par cisaillement. Plusieurs défauts d'usinage sont constatés à la fin d'une opération typique de détournage tels que le délaminage, l'arrachement des fibres, la dégradation de la matrice et les microfissures.

Ce mémoire s'intéresse à l'influence des paramètres qui ont été identifiés dans la littérature comme les plus influents sur le processus de détournage des composites. Ces paramètres (facteurs) sont :

- La géométrie de l'outil de coupe
- Le mode de coupe (en opposition ou en avalant)
- La vitesse de coupe V_c (m/min)
- La vitesse d'avance par rotation f ($mm/rév$)
- L'orientation des fibres θ (0° , 90° , 45° et -45°).
- Le type du composite (FFRP vs GFRP).

Cette étude a comme objectif d'optimiser les conditions de coupe des composites à fibres de lin. Plusieurs critères de qualification de la qualité de la coupe existent mais quelques-uns sont plus critiques que d'autres comme la rugosité, les efforts de coupe, le délaminage et l'usure de l'outil de coupe. Dans cette optique, les réponses définies comme critères de qualité par ce travail sont :

- Les efforts de coupe (N) (F_f , F_n , F_p et l'effort total résultant F)
- La rugosité longitudinale (Ra_l et Rt_l) et transversale (μm) (Ra_t et Rt_t)
- L'écart type de la rugosité ($S(Ra_l)$, $S(Ra_t)$, $S(Rt_l)$, $S(Rt_t)$)
- Le profil longitudinal (Pa_l et Pt_l) et transversal (μm) (Pa_t et Pt_t)
- L'écart type du profil ($S(Pa_l)$, $S(Pa_t)$, $S(Pt_l)$, $S(Pt_t)$)
- L'usure en flanc de l'outil de coupe Vb (μm)
- L'aire de la zone délaminée Ad (mm^2)

Pour y parvenir, les étapes suivantes ont été effectuées :

- Réalisation d'essais préliminaires afin de déterminer les meilleures plages opératoires pour les paramètres de coupe (chapitre 2).
- Détermination des paramètres de coupe optimaux et de l'orientation des fibres offrant le meilleur fini de surface et les efforts de coupe les plus faibles (chapitre 3 pour les composites à fibres de lin et 4 pour les composites à fibres de verre).
- Suivi de l'évolution de l'usure des outils en fonction de la longueur usinée (chapitre 3 pour les composites à fibres de lin et 4 pour les composites à fibres de verre).
- Développement de modèles mathématiques de prédiction des indicateurs de qualité du détournage des composites lin/époxy (chapitre 3 pour les composites lin/époxy).
- Validation statistique des résultats (chapitre 3 pour le détournage des composites lin/époxy).
- Comparaison de l'usinabilité des FFRP et de l'usinabilité des GFRP dans le but de vérifier le potentiel des fibres de lin comme renforcement pour remplacer les fibres de verre (chapitre 4).

Ce chapitre décrit le protocole expérimental adopté pour notre étude. Les hypothèses faites tout au long du travail seront détaillées. De même, les différents matériaux, matériels et outils de coupe seront présentés.

2.2 Préparation des matériaux

Tel que mentionné précédemment, deux types de composites ont été considérés. Le composite lin/époxy est le matériau étudié alors que le composite verre/époxy est pris comme référence pour des fins de comparaison. La fabrication des plaques a été effectuée au Centre de Développement des Composites du Québec (CDCQ) du Cégep de Saint-Jérôme.

2.2.1 Description et choix des matériaux

2.2.1.1 Matériau de l'étude

Ce mémoire est en continuité des travaux réalisés par Jérémy Delahaigue (2015). Le choix du type de fibre naturelle à utiliser comme renfort s'est basé sur plusieurs critères de performance (Avril et al., 2012) :

- Propriétés mécaniques élevées (Module de Young élevé, densité faible, résistance à la traction élevée),
- Coût relativement faible,
- Disponibilité sur le marché mondial des produits semi-fini à usage technique.

Des fibres longues unidirectionnelles de lin (FlaxTape 200) provenant de la compagnie LINEO (France) ont été choisies pour cette étude.

Les résines époxydes présentent de bonnes propriétés mécaniques et sont les mieux adaptées à être renforcées par les fibres naturelles (Faruk et al., 2012). La matrice choisie est donc une résine époxy 820 Marine livrée par la compagnie ADTECH. Les tableaux 2.1 et 2.2 résument les principales caractéristiques tirées des fiches techniques relatives aux couches de renfort et à la résine époxy.

Tableau 2.1 Propriétés des fibres de lin, d'après la fiche technique

Densité surfacique (g/m^2)	200
Densité volumique (g/cm^3)	1,54
Type	Fibre sèche
Orientation	Unidirectionnel (UD) 0°

Tableau 2.2 Propriétés de la matrice époxy, d'après la fiche technique

Viscosité ($Pa.s$)	0,425
Densité volumique (g/cm^3)	1,11
Catalyseur	824 Hardener

La résine époxy a été mélangée préalablement au durcisseur Marine 824 en considérant un ratio de 18% en poids. Le mélange obtenu a une masse volumique de $1,09 g/cm^3$. Par ailleurs, la densité surfacique (M_s) des fibres de lin a été vérifiée expérimentalement en pesant des plis de surface (S). L'équation (2.1) permet de déterminer M_s où m est la masse pesée.

$$M_s = \frac{m}{S} \quad (2.1)$$

Le tableau 2.3 montre les propriétés réelles (mesurées expérimentalement) des fibres de lin utilisées. L'incertitude de la mesure est élargie à un niveau de confiance de 95%.

Tableau 2.3 Propriétés des fibres de lin

Densité surfacique (g/m^2)	$194,00 \pm 5,13$ (@ 95 %)
Densité volumique (g/cm^3)	1,54
Type	Fibre sèche
Orientation	Unidirectionnel (UD) 0°

2.2.1.2 Matériau de référence

Les composites à base de fibres de verre représentent le matériau de référence pour ce travail. Le composite utilisé est constitué de tissus de fibres de verre unidirectionnelles provenant de la compagnie HL-PLASTO (Montréal) et de la même matrice que celle renforcée par les NF (résine époxy et durcisseur). D'après la fiche technique, la densité surfacique du renfort est de $305,15 \text{ g/m}^2$ et la densité volumique est de $2,665 \text{ g/cm}^3$. Cependant, une densité surfacique de $314 \pm 2,47 \text{ g/m}^2$ (@ 95 %) a été calculée expérimentalement. Les fibres sont maintenues alignées grâce à des fibres en polyester de sens trame.

2.2.2 Fabrication des plaques

Une tentative de fabrication préliminaire a été réalisée par le procédé de moulage par transfert de résine (RTM) à une pression d'injection de 15 Psi. L'imprégnation a été incomplète avec la formation de nombreuses bulles d'air (*Voir Figure 2.1*). Ce phénomène est causé par le taux élevé de fibres qui freine la circulation de la résine. Pour faciliter l'écoulement de la résine, il a fallu augmenter le différentiel de pression entre l'entrée et la sortie du moule grâce au procédé de moulage par transfert de résine assisté par le vide (VARTM). En fait, ce procédé permet l'évacuation totale de l'air piégé dans la plaque grâce au vide créé et au différentiel de pression entre l'entrée et la sortie du moule.

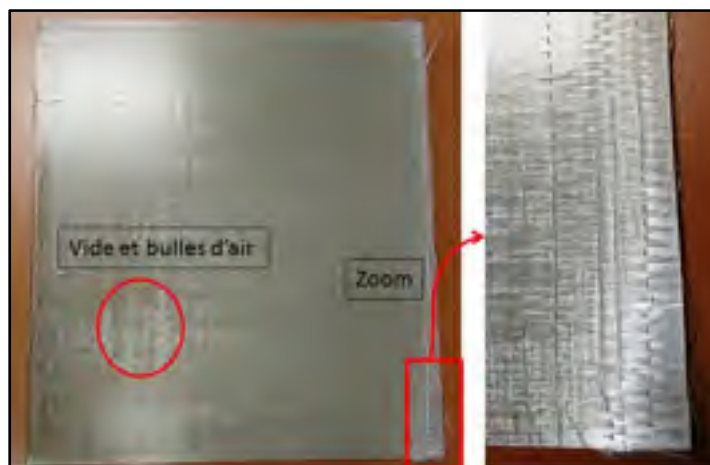


Figure 2.1 Plaque mal imprégnée obtenue par RTM

Il facilite également la circulation de la résine et assure l'imprégnation complète des fibres à des ν_f élevés. Sachant que les dimensions du moule du CDCQ sont de $304,8 \text{ mm} \times 330,2 \text{ mm} \times 4,597 \text{ mm}$, le nombre de plis de lin nécessaires à l'obtention d'un ν_f de 41% est de 15. Le nombre de plis de verre est alors de 16 plis. La formule (2.2) permet de déterminer la fraction volumique des fibres lorsque le nombre de plis (n) et l'épaisseur totale du stratifié (e) sont connus.

$$\nu_f = \frac{Ms \times n}{\rho_f \times e} \quad (2.2)$$

Un total de douze plaques de composites unidirectionnels (6 plaques en FFRP et 6 plaques en GFRP) ont ainsi été fabriquées. Les caractéristiques des différents types de plaques sont résumées dans le tableau 2.4. Les incertitudes sont expansées à un niveau de confiance de 95%.

Tableau 2.4 Tableau récapitulatif des caractéristiques des différents types de plaques de l'étude

Fibres	Tissu	Nbre	Empilement	$Ms \text{ (g/m}^2\text{)}$	Plis (n)	Épaisseur (e)	ν_f (%)
Lin	UD	6	[0 ₁₅]	$194 \pm 5,13$	15	4,597 mm	$41,11 \pm 0,589$ (@95%)
Verre	UD	6	[0 ₁₆]	$314 \pm 2,47$	16	4,597 mm	$41,01 \pm 0,185$ (@95%)

La fabrication des plaques, que ce soit les plaques de lin ou de verre, doit suivre pratiquement une procédure bien définie (voir annexe I). La matière première de lin est livrée sous forme de rouleau de 40 cm de large tandis que le verre est livré sous forme de rouleau de 1 m x 1,27 m. D'abord, le rouleau de lin est découpé en 15 plis de $304,8 \text{ mm} \times 330,2 \text{ mm}$ (12" x 13") de dimensions (Voir Figure 2.2). Le rouleau de verre, quant à lui, est découpé en 16 plis.



Figure 2.2 Étape de découpe des plis
Tirée de Delahaigue, 2015

Les plis de verre sont ensuite empilés (*Voir* Figure 2.3). Le ruban adhésif (bleu) placé à l'extrémité de l'empilement sert à maintenir en place les couches les unes par rapport aux autres. Le but de cette manipulation est d'éviter que les plis glissent lors du préformage (étape suivante) et de garantir l'alignement des fibres à 0° .



Figure 2.3 Étape d'empilement des plis
(fibres de verre)

La troisième étape consiste au préformage des renforts. Pour cela, le stratifié de fibres de verre a été placé sous la presse CARVER préchauffée à 80°C . Deux cales de 4 mm ont été déposées

de part et d'autre sous la presse avant l'application de la pression afin de contrôler l'épaisseur finale de la préforme (*Voir* Figure 2.4). Une pression de 1 tonne et une température de 80°C ont été appliquées pendant 5 *min* puis le stratifié a été refroidi à température ambiante pendant 5 *min*. Enfin, il a été détaché du plateau inférieur de la presse par un débit d'air. La température de préformage permet de rigidifier les fibres trames de polyester et ainsi empêcher leur déplacement lors du moulage.

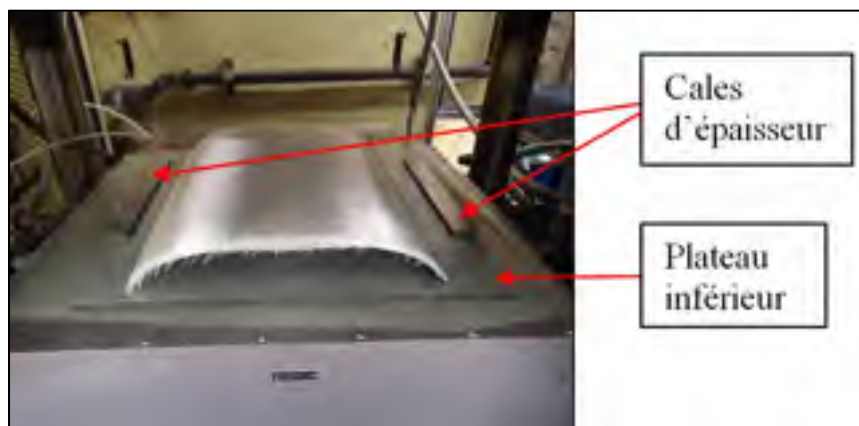


Figure 2.4 Étape de préformage

La méthode d'empilement puis préformage n'a pas été efficace dans le cas du lin. Ces deux dernières étapes diffèrent selon le type de renfort. Les plis de lin ont été tout d'abord séchés afin de minimiser l'humidité absorbée puis aplanis sous une plaque en aluminium avec des poids pendant 16h dans un four à 80°C . Les plis plats ont par la suite été empilés.

Les étapes suivantes sont identiques, quel que soit le type de renfort. Un agent démouleur semi-permanent est appliqué sur le fond et le haut de la cavité plate du moule métallique pour faciliter le démoulage de la plaque après cuisson. Les renforts sont pesés et déposés dans le fond du moule en respectant l'orientation 0° des fibres dans le sens de l'injection (*Voir* Figure 2.5.a et 2.5.b). Une gomme Airdam est positionnée sur chaque côté de la cavité pour empêcher la fuite de la résine sur les côtés et garantir la mise en place du laminé (*Voir* Figure 2.5.a, b et c). L'étanchéité du moule est assurée grâce à un joint placé autour de la cavité. Le moule est fermé à l'aide des tiges de guidage et placé dans la presse CARVER sous une pression de 20 tonnes. Un essai d'étanchéité (leak test) a été réalisé en appliquant le vide sur

le montage (moule et système d'injection) afin de tester l'existence de fuite et d'éliminer l'air qui aurait été emprisonné dans le moule et entre les renforts.

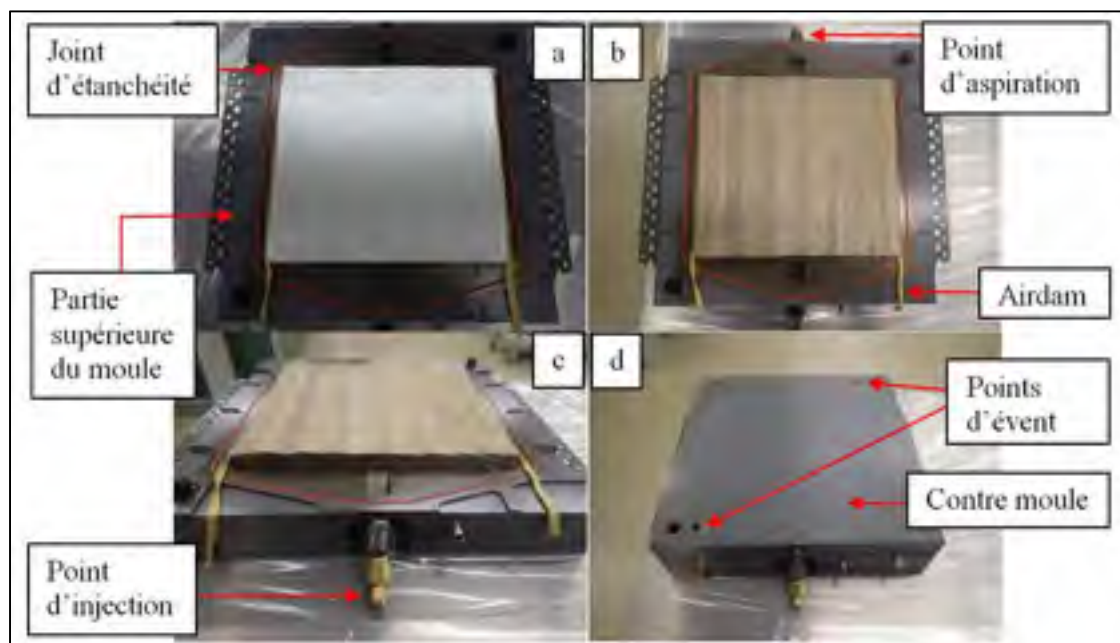


Figure 2.5 Moule et ses composants : a) moule avec les plis de tissu de verre, b) moule avec les plis de tissu de lin, c) Point d'injection et d) moule fermé

Pour réduire le temps d'exposition à l'humidité des fibres de lin hydrophiles, la résine a été préparée en même temps que le leak test. Elle est d'abord pesée puis mélangée avec le durcisseur ayant une masse égale à 18% de la masse de la résine. Le mélange est ensuite dégazé sous une cloche à vide sous un vide de -29 *pouces* de mercure pour une durée de 5 *min*.

L'imprégnation des fibres est basée sur deux principes. Le premier est l'assistance du vide et le deuxième est la pression d'injection. Le pot de vide est réglé à -15 *Psi* (du vide à 100%) et le pot de pression est ajusté initialement à 30 *Psi* (Voir Figure 2.6). Étant donné que l'injection doit se faire à débit constant de 10 *g/min*, la pression est ajustée graduellement. En effet, quand le volume de la résine dans le moule augmente, l'écoulement de la résine injectée à l'entrée du moule est de plus en plus faible. L'injection est arrêtée (en pinçant le tuyau d'entrée avec une pince) lorsque la résine apparaît à la sortie du moule et qu'il n'y a plus de bulles d'air dans le tube de sortie. Cela signifie que l'imprégnation est bien complétée et

que l'air présent dans la plaque est complètement évacué. Il est à noter que l'injection se fait à température de 25°C . Enfin, le moule est porté à une température de 80°C pendant 3h sous la presse pour permettre la cuisson de la résine. La figure 2.7 montre la plaque de verre (Voir Figure 2.7.a) et la plaque de lin (Voir Figure 2.7.b). Le surplus de résine est visible dans cette figure. Il est bien limité par le joint d'étanchéité.

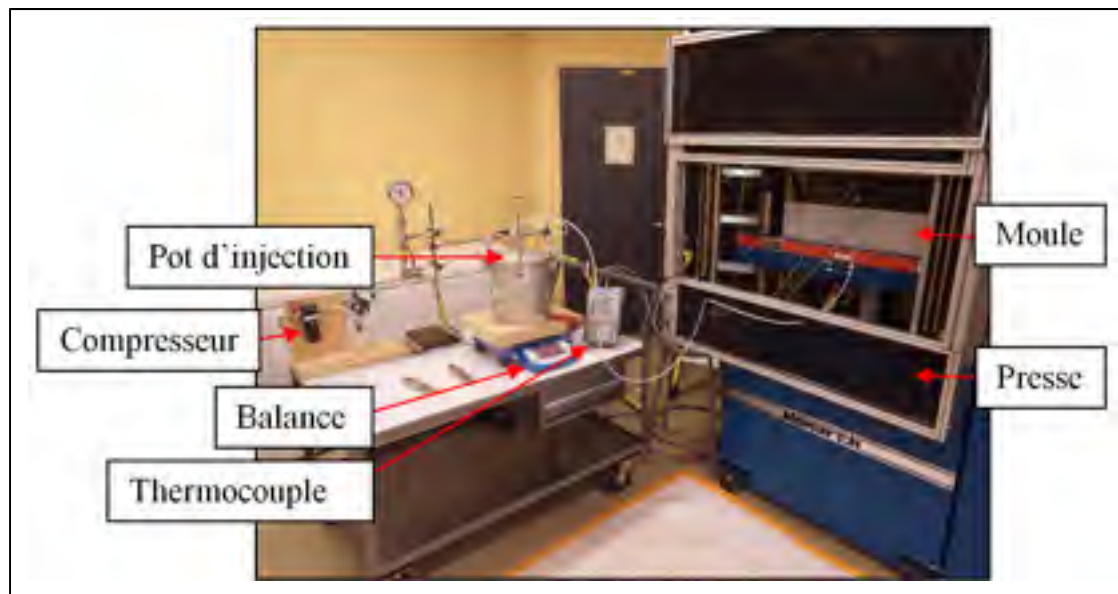


Figure 2.6 Installation du VARTM

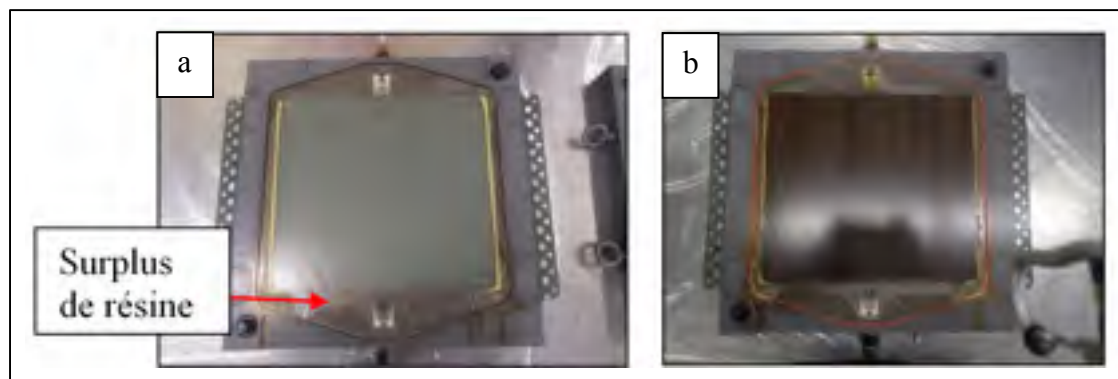


Figure 2.7 Moule et plaques a) à fibres de verre et b) à fibres de verre après cuisson

Après démoulage, les plaques sont pesées, leurs épaisseurs sont mesurées et le volume de fibre (V_f) est vérifié. Dix mesures d'épaisseur aléatoires par plaque, réparties sur toute la surface, ont été réalisées puis moyennées. L'épaisseur trouvée est de $4,60 \pm 0,01\text{ mm}$ (@ 95 %),

mesurée avec un micromètre. Les épaisseurs des plaques sont similaires (la variation est de 0,4%), le facteur d'épaisseur des échantillons coupés peut donc être exclu de l'étude et son impact sur les efforts de coupe peut être négligé. L'épaisseur des échantillons n'est donc pas un facteur bruit (parasite) pour nos mesures.

2.3 Plan d'expérience et description du matériel

L'objectif principal de ce mémoire est d'identifier les conditions de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance) optimales des composites à fibres de lin. L'objectif secondaire est de valider le potentiel des composites à fibres de lin en remplacement des composites à fibres de verre.

La section suivante détaille l'architecture et le montage du centre d'usinage et ses composantes ainsi que les étapes de préparation des plaques pour le montage et l'usinage.

2.3.1 Machine et gabarit d'usinage

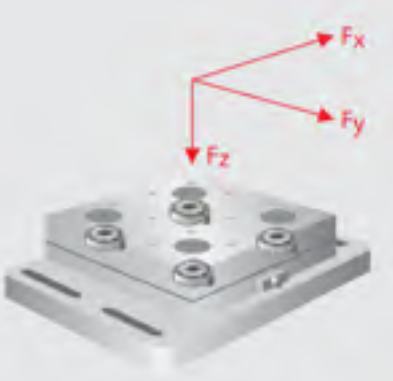
Les opérations de détournage ont été conduites en utilisant un centre d'usinage HURON K2X10 (Voir Tableau 2.5). Il s'agit d'une machine-outil trois axes à commande numérique (MOCN) munie d'un contrôleur SIEMENS 840D. Le centre d'usinage est équipé d'une broche pouvant atteindre une vitesse de 28000 *RPM* et une puissance de 30 *kW*.

Tableau 2.5 Caractéristiques du centre d'usinage (courtoisie de <https://www.etsmtl.ca/Unites-de-recherche/LIPPS/Recherche-et-innovation/Equipements>)

Huron K2X10 	Type de machine :	Fraiseuse 3 axes U.G.V. à commandes numériques
	Fabricant :	Huron Graffenstaden
	Année de fabrication :	2007
	Contrôleur :	Siemens 840 D
	Broche :	28 000 TPM, 20.9 Nm [185lbs-po]
	Nombre d'outils :	20
	Déplacements :	1000 x 800 x 500 mm – [39.4 x 31.5 x 19.7 po]
	Capacité :	1150 X 800 mm, 1000 kg – [45.3 X 31.5 po, 2200 lbs]
	Avance rapide :	60 m/mn – [2362 po/mn]
	Avance de coupe :	30000 mm/mn – [1181 po/mn] @ 6m/s ² et 150m/s ³

Une table dynamométrique 3 axes de type Kistler 9255B est fixée à la table de la fraiseuse (Voir Figure 2.8). Cette table permet l'acquisition des composantes de l'effort de coupe selon trois directions (X, Y et Z) (Voir Tableau 2.6). Elle est reliée à une carte d'acquisition via une table d'acquisition, ce qui permet la transmission des données collectées vers l'ordinateur.

Tableau 2.6 Caractéristiques de la table dynamométrique (courtoisie de <https://www.etsmtl.ca/Unites-de-recherche/LIPPS/Recherche-et-innovation/Equipements>)

	Type de machine :	Three-axis dynamometer
	Fabricant :	Kistler
	Année de fabrication :	----
	Plage de mesures :	Fx , Fy : -20...20 kN Fz : -10...40 kN
	Sensibilité :	Fx , Fy : -8 pC/N Fz : -3.7 pC/N
	Fréquence propre :	fn (x,y) : 1.7 – 3 kHz fn (z) : 2– 3 kHz

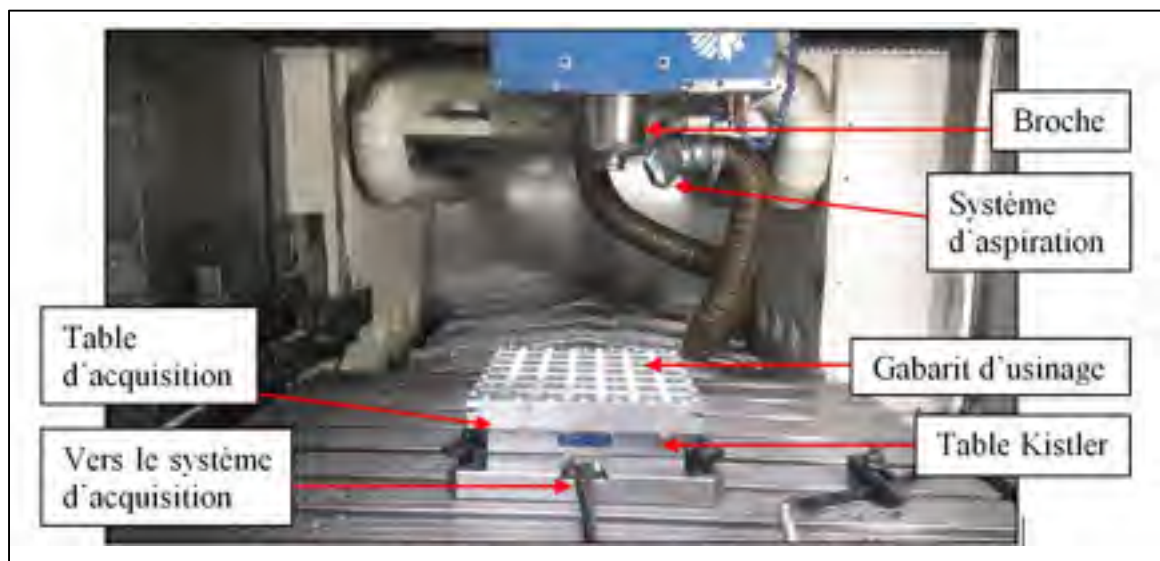


Figure 2.8 Montage de l'expérimentation

Un gabarit d'usinage est fixé sur la table d'acquisition (*Voir* Figure 2.8). Il est rainuré longitudinalement et transversalement pour éviter les collisions entre la pointe de l'outil et la table d'acquisition pendant le détourage (*Voir* Figure 2.9.a). La largeur des rainures est de 10 mm afin de permettre le passage sans frottement de l'outil de coupe (9,525 mm de diamètre).

Les plaques de composite sont préperçées suivant le patron rectangulaire tel que montré à la figure 2.9.b. Le préperçage sert à fixer la plaque sur le gabarit d'usinage pour minimiser l'effet de la vibration générée par les efforts de coupe sur la rugosité de la surface. Deux types de trous sont effectués :

- Trous de fixation de $7,94\text{ mm}$ de diamètre : ils sont positionnés de manière à coïncider avec les centres des échantillons après découpe. Ils permettent ainsi, en premier temps, de serrer la plaque sur le gabarit à l'aide de vis de serrage. En deuxième temps, soit après détournage, ils assurent le maintien en place des échantillons.
- Cavités d'engagement de $19,05\text{ mm}$ de diamètre permettant l'entrée/sortie de l'outil entre deux tests : elles éliminent le risque de frottement de l'outil de coupe sur les parois du laminé après la coupe.

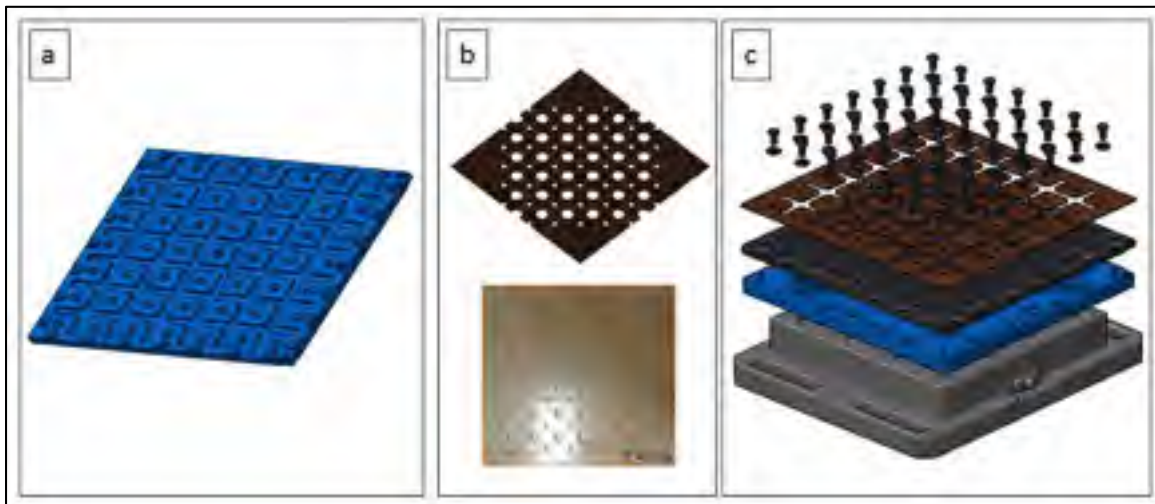


Figure 2.9 Montage de découpe : a) vue du gabarit de détournage, b) patron de perçage de la plaque et c) vue explosée du montage avec la plaque et les vis de serrage

2.3.2 Montage des plaques et définition de l'orientation des fibres

La conception du gabarit d'usinage (rainures orientées transversalement ou longitudinalement) limite les directions de mouvement de l'outil de coupe. En conséquence, uniquement deux directions de déplacement dans le plan XY (plan de la plaque) sont permises. Il est question de la direction selon l'axe X (angle de coupe de 0° par rapport à l'axe X) et de la direction selon

l'axe Y (angle de coupe de 90° par rapport à l'axe X). La coupe s'opère donc suivant ces deux axes. Les orientations de coupe de 45° et -45° sont obtenues en combinant l'angle de coupe et la configuration de la plaque (Voir Figure 2.10). Ainsi, deux configurations pour la fixation de la plaque ont été considérées afin d'étudier l'effet de l'orientation des fibres sur la qualité de découpe.

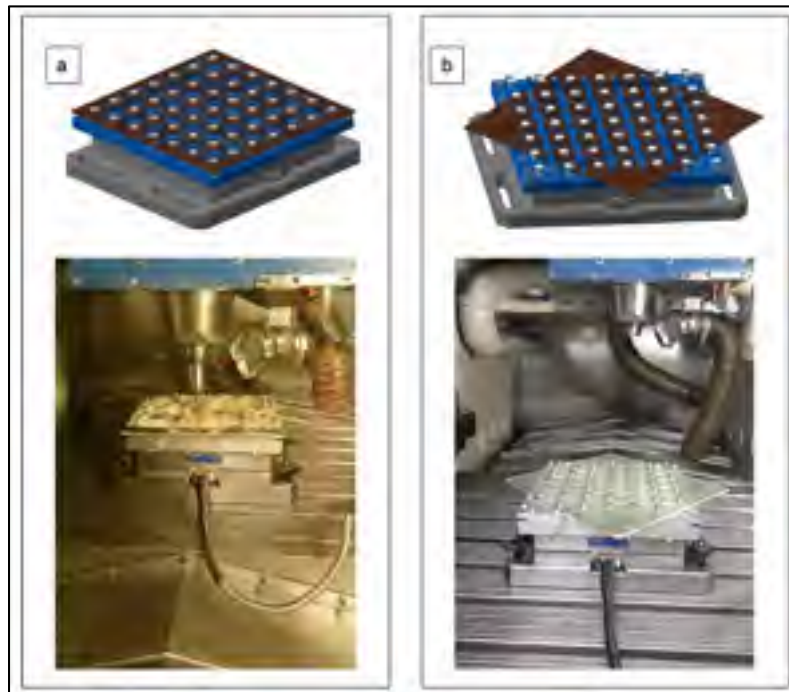


Figure 2.10 Configuration de la plaque à a) 0° et b) -45°

L'orientation des fibres (θ) est traduite par l'interaction entre la configuration de la plaque et l'angle de coupe (angle de coupe \times configuration de la plaque). Cette affirmation est illustrée à la figure suivante. Par exemple, lorsque la plaque est fixée à 0° (configuration de 0°), un angle de coupe de 0° génère une coupe suivant la direction des fibres. Les fibres sont ainsi orientées à 0° . De même, lorsque la plaque est fixée à -45° (configuration de -45°), un angle de coupe de 90° génère une coupe suivant une direction de 45° par rapport à l'orientation des fibres. Les fibres sont ainsi orientées à 45° . La figure suivante illustre les différents cas rencontrés.

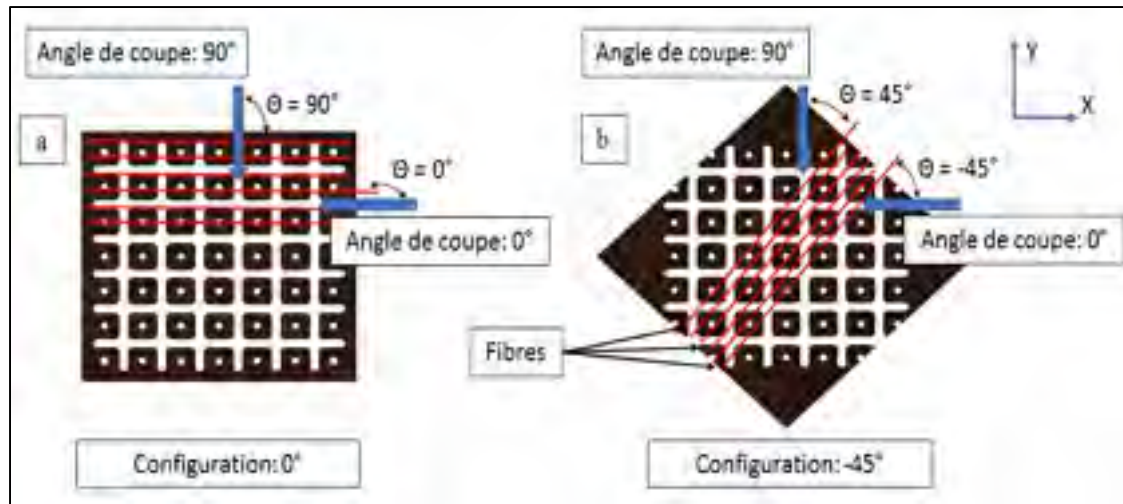


Figure 2.11 Différents cas d'interaction entre l'angle de coupe et la configuration de la plaque : lorsque la configuration de la plaque est de a) 0° et b) -45°

Chaque coupon de la plaque a des dimensions de $32,808 \text{ mm} \times 32,808 \text{ mm}$ (Voir Figure 2.12.a) et représente un maximum de 4 combinaisons expérimentales distinctes (une combinaison par face) dont 2 combinaisons d'usinage en avalant et 2 combinaisons d'usinage en opposition (Voir Figure 2.12.b). Une plaque avec configuration de 0° génère un total de 49 coupons, soit 168 conditions de coupe (les 4 coupons aux coins de la plaque permettent seulement 2 tests et ceux sur la périphérie acceptent 3 tests). En revanche, une plaque avec configuration de -45° génère un total de 45 coupons, soit 152 conditions de coupe.

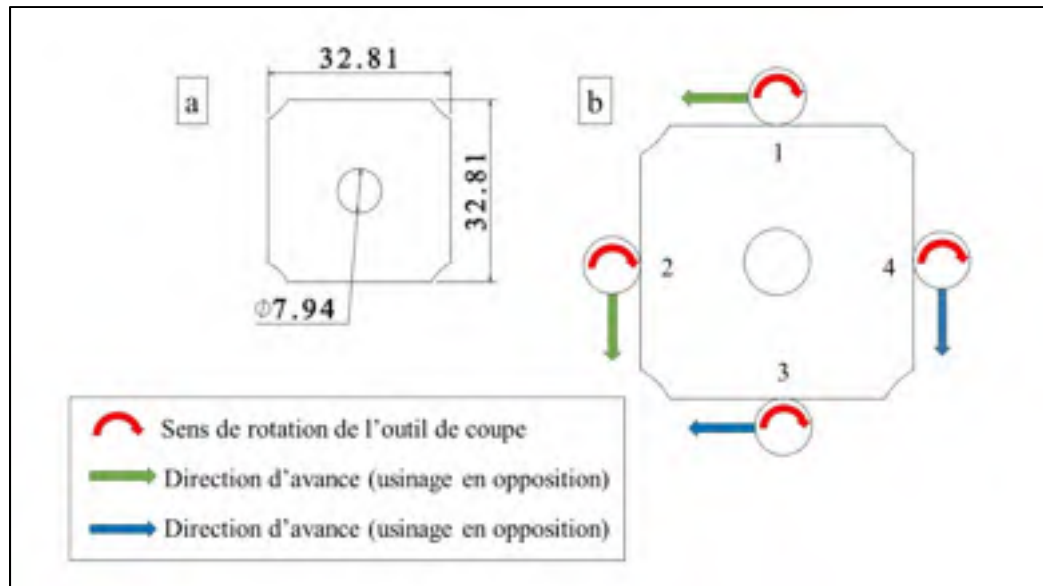


Figure 2.12 Coupon : a) dimensions et b) modes de coupe sur chaque face

Les coupons se trouvant sur les bords de la plaque restent attachés tel qu'illustré à la figure suivante. Ces échantillons doivent être séparés pour pouvoir étudier leur état de surface. La découpe s'opère en utilisant une scie abrasive à diamant. Il a été décidé de découper les échantillons à vitesse rapide avec une lubrification à l'eau. Cette décision a été prise dans le but d'optimiser le temps de coupe sachant que la partie usinée n'est pas concernée par notre étude. Les échantillons sont ensuite séchés dans un four à 70°C pendant 24h comme recommandé par Sodoke, Toubal, et Laperrière (2016).



Figure 2.13 Scie abrasive et échantillons à découper

2.3.3 Description des outils de coupe

Deux outils de coupe ont été sélectionnés pour cette étude. Le premier outil (outil #1) est un outil ONSRUD à manchon en carbure. Il possède deux lèvres déportées en diamant polycristallin (PCD) et un angle d'hélice de 0° (Voir Figure 2.14). Il a été recommandé par Bérubé (2012). Il a prouvé son efficacité et sa supériorité en termes d'indice de performance par rapport aux autres outils conventionnels lors du détournage de laminés composites à fibres de carbone grâce à son angle d'hélice nul et à ses plaquettes tranchantes et très résistantes à l'abrasion.

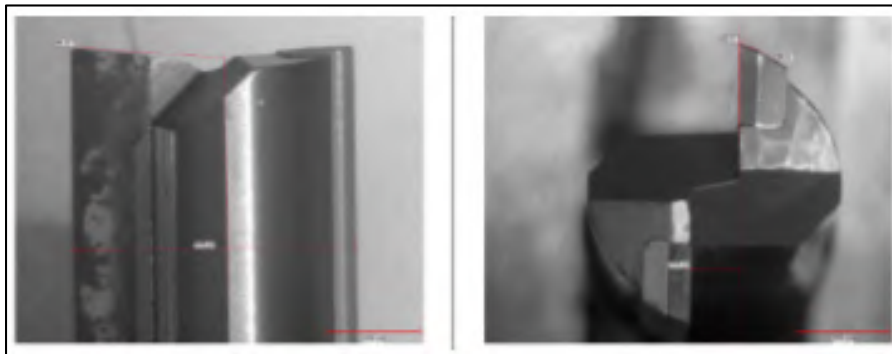


Figure 2.14 Outil #1 (tirée de Bérubé, 2012)

Le second outil (outil #2) est une fraise en bout en carbure non revêtu de marque DIXI 7112. Il a été choisi en se basant sur des critères de performance des outils de coupe déterminés par le travail de Chegiani (2016). Ces critères sont essentiellement, un faible rayon de bec et une arête tranchante (acuité élevée). L'outil #2 possède un angle d'hélice nul et une géométrie bien particulière qui renforce la coupe des fibres par cisaillement et réduit le risque de délaminage. En effet, d'une dent à l'autre, les profils de coupe de 70° sont inversés (Voir Figure 2.15).

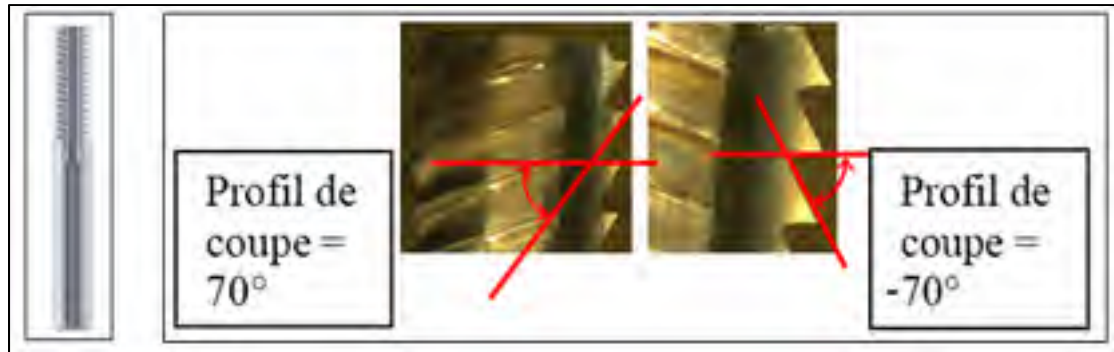


Figure 2.15 Outil #2

Le tableau suivant illustre les spécifications des outils qui font l'objet de cette expérimentation.

Tableau 2.7 Spécifications géométriques des outils de coupe

Outil	Diamètre (mm)	Nombre de dents	LOC (mm)	Angle de dépouille (°)	Angle d'attaque (°)	Rayon de bec (μm)	Angle d'hélice (°)	Matériau de revêtement
#1	9,525	2	25,4	20	10	5	0	Diamant PCD
#2	9,525	2	25,0			4	0	Carbure 28072

2.4 Essais préliminaires

Les essais préliminaires sont la première étape avant l'établissement du plan d'expérience et le choix des niveaux des facteurs d'intérêt pour cette étude. Les plages de données de Delahaigue (2015) ont servi de point de départ pour cette étude. Les essais préliminaires tentent de les raffiner aux conditions de notre étude. La majorité des chercheurs s'accordent sur le fait que le pire état de surface est obtenu lorsque l'orientation des fibres est de -45° . Vu cela, deux plaques (une plaque lin/époxy et une plaque verre/époxy) de configuration à -45° ont été sélectionnées (principe de l'optimisation dans le pire des cas). Le tableau 2.8 regroupe les paramètres de cette étape.

Tableau 2.8 Résumé des facteurs des essais préliminaires

Niveau Facteur	1	2	3	4
V_c (m/min)	100	450	600	800
f (mm/rév)	0,025	0,2	0,4	0,5
Angle de coupe (°)	0	90		
Outil de coupe	Outil #1	Outil #2		

Le déroulement du programme d'usinage est similaire à celui de Bérubé (2012) et Delahaigue (2015). En évaluant les efforts de coupe directement sur le matériel d'acquisition, les efforts de coupe les plus élevés sont obtenus lorsque f et V_c sont maximales, soit la combinaison (0,5 mm/rév ; 800 m/min). L'avance la plus élevée a généré des pics d'efforts de coupe. De même, ces derniers augmentent avec V_c .

En ce qui concerne l'état de surface, une vitesse de coupe et/ou une avance plus élevée augmentent la fréquence des fibres non coupées et provoquent un très fort délaminage voire la cassure de l'échantillon (Voir Figure 2.16). Les conclusions dans le cas des deux outils sont similaires. Seules les surfaces usinées en opposition sont considérées.

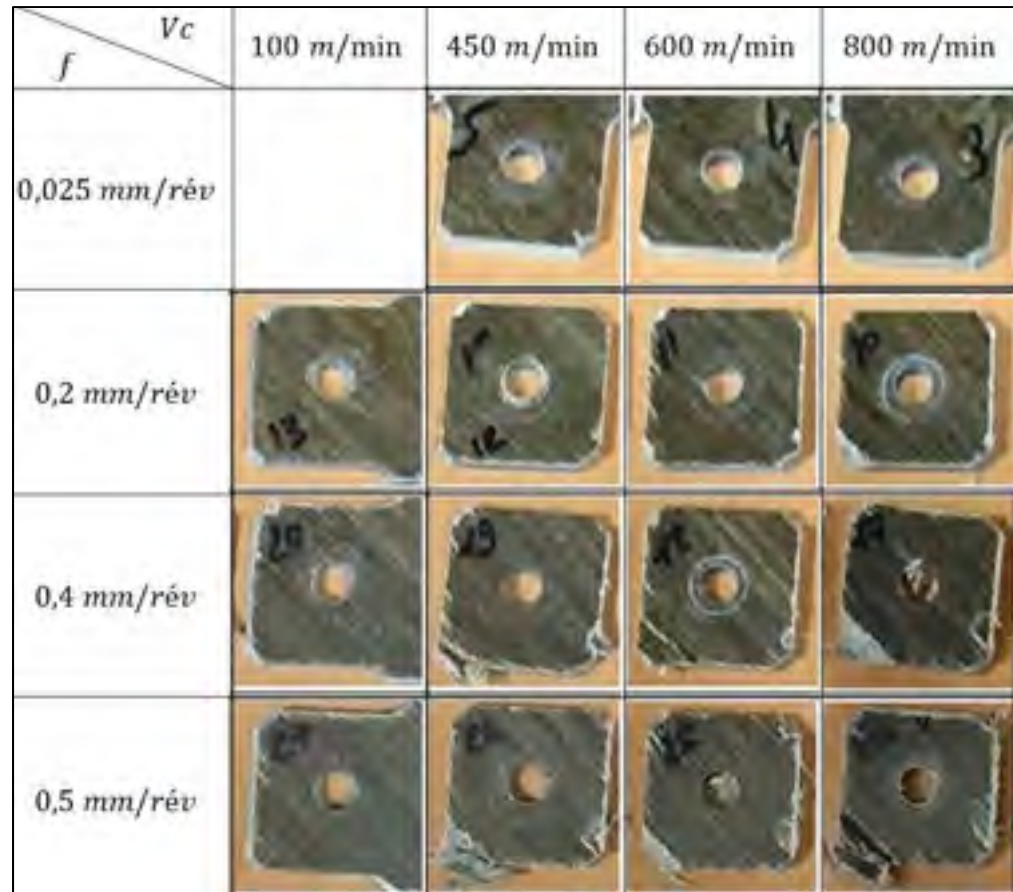


Figure 2.16 Échantillons usinés en opposition avec l'outil #1

La section suivante présente le plan d'expérience et détaille les raisons menant au choix des niveaux des facteurs de cette recherche en particulier pour V_c et f .

2.5 Plan d'expérience (DOE)

Comme évoqué précédemment, les facteurs étudiés sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, l'orientation des fibres, la géométrie de l'outil de coupe et le type des fibres de renforcement (lin vs verre). Trois vitesses de coupe (V_c), six vitesses d'avance (f), quatre orientations de fibres (θ) et deux outils de coupe (outil #1 et outil #2) ont été sélectionnés. Les niveaux des facteurs de l'expérience ont été choisis en se basant sur les conclusions de Delahaigue (2015) qui s'est lui-même basé sur les études de Bérubé (2012). Les spécifications techniques de nos matériels aussi bien que les résultats des tests préliminaires élaborés en

amont de cette recherche (*Voir* section 2.4) ont aussi contribué à la sélection des niveaux des paramètres de coupe. Ces tests ont montré qu'une vitesse de coupe élevée génère des efforts de coupe élevés et un fort délaminage tandis qu'une faible V_c conduit à une rugosité élevée. Il a également été constaté qu'une avance élevée entraîne de fortes forces de coupe.

La vitesse maximale de la broche du centre d'usinage HURON est de 28000 *RPM* (838 *m/min* considérant un outil de diamètre 9,525 *mm*). De plus, la fiche technique de l'outil #2 limite sa plage d'utilisation entre 200 *m/min* et 500 *m/min*. Delahaigue (2015) conclut que la vitesse de coupe n'a aucune influence ni sur les efforts de coupe ni sur la rugosité, quelle que soit la géométrie de l'outil de coupe utilisé. Or, les anciennes recherches concernant ce paramètre montrent que bien que son effet soit faible, il ne peut tout de même pas être négligé. Afin de pouvoir vérifier l'un ou l'autre de ces deux constats avec un nombre d'essais réduit, trois niveaux de V_c ont été explorés en respectant les limitations de plage de fonctionnement de l'outil #2. L'outil #1 est en PCD ; il permet donc de plus grandes V_c . Le niveau supérieur est de 600 *m/min* (au lieu de 500 *m/min*) afin de pouvoir explorer une plage plus étendue. Ce choix est acceptable vu que les fibres de lin sont non abrasives et la longueur coupée est relativement faible.

D'après Delahaigue (2015), une avance élevée conduit à un fort délaminage et beaucoup de fibres non coupées. En revanche, une avance faible produit une rugosité élevée. Le meilleur état de surface et les efforts de coupe les plus faibles ont été obtenus lorsque l'avance est moyenne (0,3 *mm/rév*). Au-delà de cette valeur, les réponses se stabilisent ou se détériorent. En considérant une légère marge à la hausse, l'avance maximale a donc été fixée à 0,45 *mm/rév*. La valeur d'avance minimale permise par l'outil #2, d'après la fiche technique, est de 500 *mm/min* (0,03 *mm/rév* compte tenu du diamètre de l'outil). Pour bien couvrir la plage de fonctionnement de l'outil DIXI (#2), la valeur d'avance minimale est fixée à 0,025 *mm/rév*. Pour la plupart des expériences, seul le mode d'usinage en opposition est étudié. Ceci est justifié par la littérature qui assume que le mode d'usinage en avalant est à proscrire. La rugosité longitudinale des sections usinées en avalant a été aussi étudiée à titre

comparatif uniquement. Le tableau 2.9 montre les différents paramètres évalués par ce plan d'expérience.

Tableau 2.9 Résumé des facteurs du DOE et les réponses étudiées

Niveau Facteur	1	2	3	4	5	6
Type du composite	Lin/époxy	Verre/époxy				
Outil de coupe (°)	Outil #1	Outil #2				
Orientation des fibres (°)	-45	0	45	90		
Vc (m/min)	200	400	600			
f (mm/rév)	0,025	0,05	0,1	0,2	0,3	0,45
Réponses	(Ra _l , Ra _t , Rt _l , Rt _t , Pa _l , Pa _t , Pt _l , Pt _t et leurs écarts types), Ad, (Ff, Fn, Fp) et Vb					

Pour minimiser la variabilité des réponses et réduire l'erreur expérimentale systématique, un plan d'expérience en blocs aléatoires complets et parcelles subdivisées (Split-Split Plot randomized complete block design (SSPRCPD)) a été identifié comme étant le mieux adapté pour cette étude. Le plan a été répliqué deux fois pour minimiser les effets de dispersion et les erreurs de mesure. Chaque réplification correspond à un bloc. Le nombre total de combinaisons d'usinage est de 288 ($6 f \times 3 Vc \times 2$ outils $\times 4$ orientations de fibres $\times 2$ répétitions) par matériau soit un total de 576 conditions de coupe. Les conditions de coupe sont réparties comme le montre la figure 2.17. La configuration de la plaque représente une parcelle principale (facteur dont les niveaux sont très difficiles à modifier). En effet, une fois fixée au gabarit d'usinage, la plaque n'est démontée qu'à la fin de l'expérience. Ce paramètre ne peut pas être randomisé pour réduire le temps de l'opération (qui est de 6h incluant le montage/démontage de la plaque, l'équilibrage des outils de coupe et l'inspection de l'usure de l'outil). La sous-parcelle consiste en l'outil de coupe. Encore une fois, pour réduire le temps d'essai, l'outil de coupe a été changé seulement deux fois par plaque. Le premier outil est sélectionné aléatoirement pour réaliser les 38 premiers essais. Ensuite, l'autre outil réalise les essais restants. Les deux outils ne peuvent pas être alternés aléatoirement tout au long du

détourage de la plaque. La sous-sous parcelle considère V_c , f et l'angle de coupe, ces derniers paramètres pouvant être modifiés aléatoirement autant que souhaité.



Figure 2.17 Plan d'expérience en blocs aléatoires complets et parcelles subdivisées (Split-Split-Plot)

Les plaques fixées à 0° offrent la possibilité de réaliser 84 essais. En considérant nos paramètres, un total de 76 essais par plaque est réalisé. Nous avons donc effectué 8 combinaisons supplémentaires sur ces plaques (4 par outil de coupe) sous forme de « points au centre ». Ce sont des essais pour lesquels tous les facteurs quantitatifs continus (V_c et f dans le cas de ce mémoire) prennent des valeurs centrales (la moyenne du niveau supérieur et du niveau inférieur). Pour ces essais, la vitesse de coupe et l'avance sont respectivement de 400 m/min et $0,2375\text{ mm/rév}$. De tels essais permettent de fournir une mesure de la stabilité et de la robustesse du processus. Au final, 304 essais de détournage ont été réalisés.

Au début de chaque essai, l'emplacement de l'outil est complètement aléatoire. Aucune direction d'usinage n'est privilégiée et aucune séquence n'est suivie. De ce fait, la trajectoire de l'outil de coupe est unique par plaque. La figure suivante (2.18) illustre un exemple de détournage correspondant à la première plaque de chaque matériau. Les flèches correspondent à la direction et au sens d'avance. Les flèches rouges présentent l'angle de coupe de 90° alors que les bleus représentent la coupe d'angle 0° . Il est à noter que les flèches sont placées du côté des sections usinées en opposition. Les numéros liés aux flèches représentent l'ordre chronologique d'exécution de l'essai correspondant. Ainsi, la section portant le numéro 1, par exemple, est la première section usinée. Enfin, la séquence des deux numéros correspond à f - V_c . Par exemple, 4-3 est une combinaison du quatrième niveau de l'avance soit $0,2\text{ mm/rév}$ et du 3^{ème} niveau de la vitesse de coupe soit 600 m/min . La séquence 0-0 correspond aux « points centraux ». Le premier outil usine les sections portant les numéros de 1 à 38 et l'autre outil usine les sections restantes.

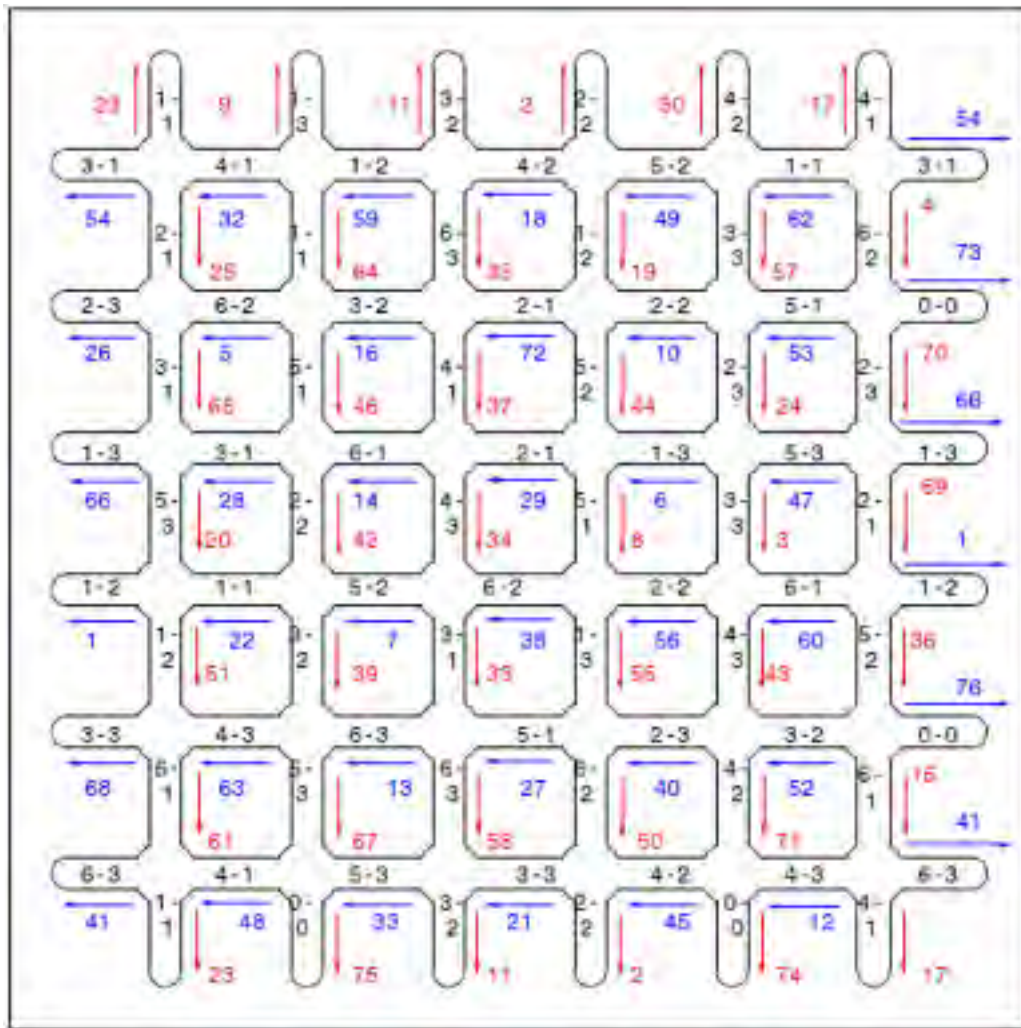


Figure 2.18 Exemple de déroulement du programme d'usinage de la première plaque (plaque du premier bloc avec fibres orientées à 0° suivant X)

Le même plan d'expérience, les mêmes niveaux de paramètres et la même démarche sont appliqués aux deux composites de ce mémoire afin de garantir la comparaison la plus juste possible. La section suivante détaillera le protocole expérimental et décrira le matériel de mesure utilisé.

2.6 Instruments et protocoles de mesure

Cette section décrit les instruments utilisés pour l'évaluation des réponses étudiées. Elle définit également le protocole suivi pour la quantification des critères de performance de chacun de nos matériaux. Les hypothèses faites tout au long de l'étude seront aussi exposées.

2.6.1 Mesure de la rugosité

Suite au détournage, les surfaces usinées sont analysées dans le but de qualifier leur état. La rugosité de surface est étudiée grâce au profilomètre Mitutoyo surfest SJ-400. Cet appareil possède un pointeur sphérique en diamant de $2\ \mu\text{m}$ de rayon avec une pointe de 90° . Il est caractérisé par une résolution de $0,125\ \text{nm}$. Le rugosimètre est lié à un logiciel d'acquisition SURFPAK-SJ pour permettre le traitement et la conversion des données. Un microscope optique de type Keyence VHX-500FE est utilisé pour améliorer la localisation des mesures sur les plis de composites en détectant toute déviation dans la trajectoire du pointeur. L'utilisation du microscope assure ainsi le contrôle de la position de la pointe suivant un seul pli. Elle garantit également la détection des copeaux résiduels collés à la surface analysée ce qui réduit le biais de mesure.



Figure 2.19 Montage de mesure de la rugosité

Avant de commencer les mesures, les coupons ont été nettoyés avec de l'air comprimé pour éliminer les poussières et copeaux pouvant biaiser les résultats. Ensuite, des mesures préliminaires ont été réalisées afin d'identifier le meilleur filtre à appliquer. Ce dernier est

caractérisé par la longueur d'onde de coupure (cut-off λ_c). Le cut-off représente un filtre de profil. Il sépare les composantes d'ondulation des composantes de rugosité (*Voir* Figure 2.20). La longueur de base, quant à elle, filtre les composantes de rugosité des composantes d'onde (*Voir* Figure 2.20).

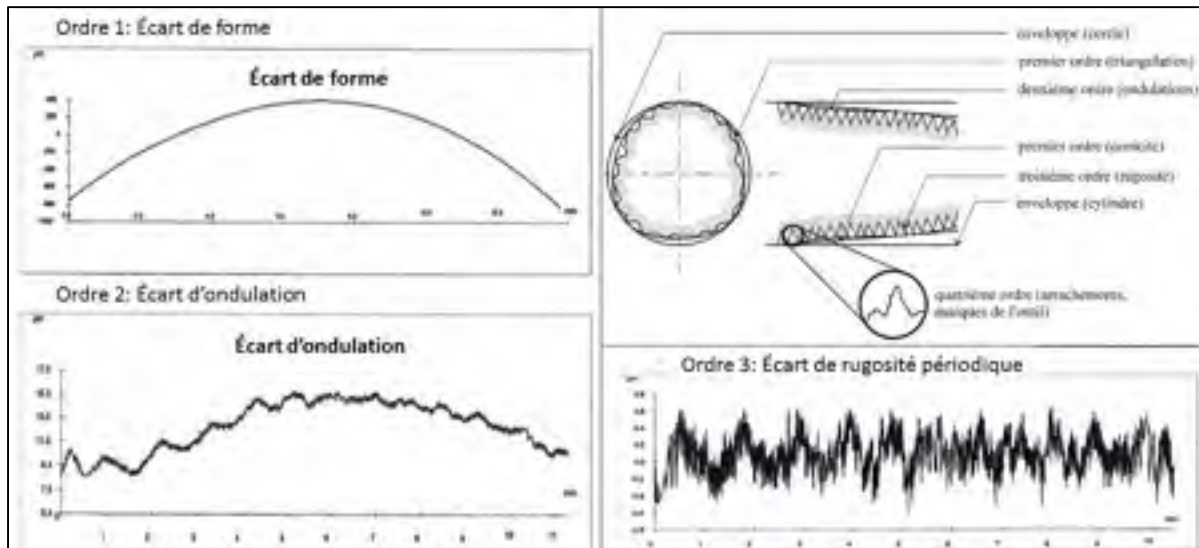


Figure 2.20 Défauts de surface classés par ordre (différents profils de surface)

Les valeurs de rugosité arithmétique (Ra) mesurées sont majoritairement supérieures à $2 \mu m$. Le cutoff est finalement sélectionné selon les recommandations de la norme ISO 4287-1997. Le tableau 2.10 résume les spécifications du λ_c choisi.

Tableau 2.10 Spécifications de l'échantillonnage du profilomètre

Mesure de Ra (μm)	$2 < Ra \leq 10$
Cut-off λ_c (mm)	2,5
Longueur de base λ_s (mm)	8
Longueur d'évaluation L (mm)	12,5
Nombre d'échantillons N	5
Longueur de traverse (mm)	15
Nombre de points acquis par échantillon	12000

Les échantillons sont montés sur une table micrométrique pour assurer un déplacement aisé et précis. Elles sont maintenues en place grâce à un système de serrage. Une attention particulière a été portée à la pression de serrage. En effet, les échantillons ne doivent pas être trop serrés pour éviter de les abimer et d'en délaminer les fibres extérieures.

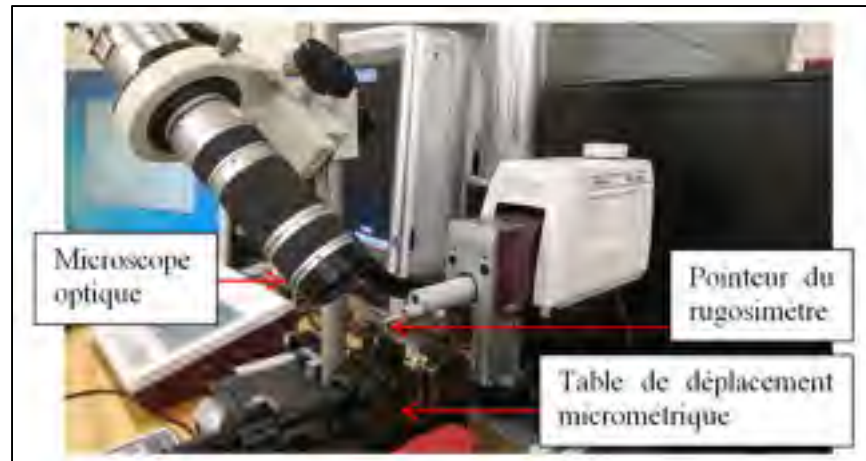


Figure 2.21 Table micrométrique, microscope et pointeur

Bien que la littérature ait démontré que le mode d'usinage en avalant est à proscrire, il a été décidé d'étudier la rugosité générée par ce mode pour des raisons de comparaison avec le mode en opposition. De même, la rugosité longitudinale, la rugosité transverse, le profil primaire longitudinal et le profil primaire transverse seront étudiés. En effet, la rugosité ne représente pas un critère de qualité fiable lorsqu'il s'agit de l'usinage des composites à fibres naturelles. Par exemple, une faible rugosité ne signifie pas forcément une bonne qualité d'usinage, mais peut être causée par le ramollissement et l'homogénéisation de la résine suite une forte élévation de température (Hamedanianpour, 2013). Ce phénomène est provoqué lorsque les efforts de coupe sont très élevés ou bien lorsque l'usure de l'outil de coupe est prononcée.

La mesure des profils a pour objectif de caractériser la micro géométrie de la surface. Les mesures se font suivant deux directions sur une surface usinée à savoir la direction transversale et la direction longitudinale. La figure 2.22 détaille ces deux directions.

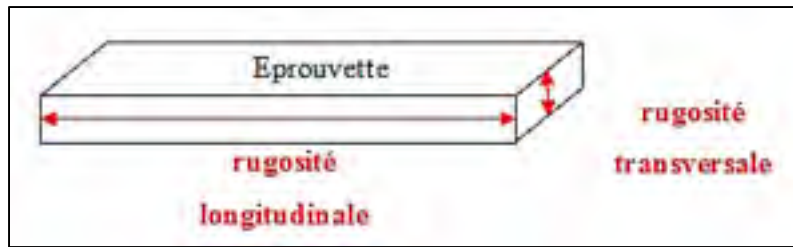


Figure 2.22 Rugosité longitudinale vs rugosité transversale
Tirée de Coulon (2013)

2.6.1.1 Profil de rugosité R (mode d'usinage en opposition)

Cinq à neuf mesures aléatoires par condition de coupe ont été conduites pour un total de 1600 mesures par matériau et par direction de mesure, soit 6400 mesures de rugosité (1600 mesures transversales et 1600 mesures longitudinales par matériau). Le nombre total de mesures par section usinée est déterminé en fonction de la dispersion des résultats. Les résultats obtenus par combinaison de coupe sont moyennés. Les moyennes sont ensuite analysées pour déterminer les effets des différents facteurs sur l'intégrité de la surface.

Le palpeur est placé initialement à une distance de 4 mm du bord de l'échantillon. Cette mise en garde garantit que les mesures soient prises en régime stationnaire et que la vitesse de l'accélération de la pointe (régime transitoire) ne biaise pas les résultats. En effet, la distance d'accélération du pointeur de $0,87\text{ mm}$ (calculée par Coulon, 2013) est négligeable par rapport à la distance de départ du pointeur. Par ailleurs, une mesure particulière devrait être entreprise pour bien dissocier l'évaluation de la rugosité des arrachements de matière par délaminage de la surface inférieure et supérieure. Ainsi, on évite de placer le palpeur à moins de $0,5\text{ mm}$ de la surface supérieure ainsi que de la surface inférieure de l'échantillon (*Voir* Figure 2.23).

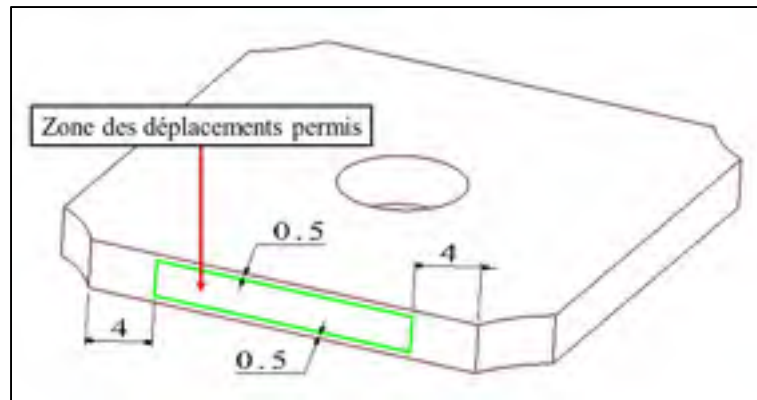


Figure 2.23 Carré de sable du déplacement du palpeur

La répétabilité ainsi que la précision des mesures ont été évaluées pour quantifier la justesse et la fidélité de la machine. Dix mesures identiques du même point choisi aléatoirement ont été réalisées pour évaluer la précision. L'échantillon mesuré a également été choisi aléatoirement. Le tableau suivant résume les résultats obtenus. Le détail des calculs de même que le tableau des valeurs sont exposés en annexe.

Tableau 2.11 Précision de la mesure de la rugosité

Matériau	Moyenne des 10 mesures	Écart type	Déviatoin standard moyenne
Lin	3,3125 μm	0,0166 μm	0,3 %
Verre	2,3230 μm	0,0611 μm	1,6 %

L'erreur moyenne, que ce soit pour le composite à fibres de lin ou bien le composite à fibres de verre est faible et ne dépasse pas les 5%. De plus, l'écart type des mesures est négligeable devant la moyenne des mesures (l'écart type représente 0,09% de la valeur de la moyenne dans le cas du lin et 0,7% dans le cas du verre). Ces observations témoignent de la précision du rugosimètre.

La répétabilité des mesures sera étudiée dans le chapitre suivant. Tel que mentionné plus haut, cinq à neuf mesures aléatoires par échantillon ont été réalisées. Le pointeur du profilomètre a été positionné aléatoirement tout en faisant attention à ce qu'il demeure, en tout temps, dans la

zone prédéfinie. Cela n'affecte pas la qualité des mesures puisqu'il s'agit de matériaux composites unidirectionnels (les plis ont tous la même orientation).

2.6.1.2 Profil primaire P (mode d'usinage en opposition)

La même procédure et les mêmes paramètres de mesure ont été adoptés. Deux à trois mesures, dépendamment de la dispersion des mesures, ont été prises aléatoirement, pour réduire l'erreur expérimentale, pour un total de 2650 mesures.

2.6.1.3 Profil de rugosité R longitudinal (mode d'usinage en avalant)

Étant donné que l'étude du mode d'usinage en opposition a comme seul but la vérification de l'hypothèse le concernant, soit qu'il s'agit d'un mode à proscrire, seul le profil de rugosité longitudinal a été évalué dans ce cas. Deux à trois mesures aléatoires ont été prises dans le même carré de sable que précédemment pour un total de 1380 mesures.

Il est à noter que les deux matériaux de cette étude ont subi exactement les mêmes essais en suivant les mêmes protocoles. Le FFRP ainsi que le GFRP ont été conservés dans les mêmes conditions expérimentales. Ceci est pour garantir la comparaison la plus fiable possible.

2.6.2 Mesure des efforts de coupe

Les efforts de coupe ont été acquis en temps réel à l'aide de la table dynamométrique KISTLER décrite à la section 2.3.1. Cet instrument est caractérisé par sa robustesse et sa large plage de force (de -20 kN à 20 kN dans les directions de X et Y et de -10 kN à 40 kN suivant Z). La fréquence d'échantillonnage est de 6000 Hz . La recherche s'est focalisée sur les efforts de coupe dans les 3 directions à savoir l'effort d'avance F_f , l'effort normal F_n et l'effort passif ou effort axial F_p . Les efforts sont recueillis sous formes brutes (F_x , F_y et F_z). Un traitement initial est alors nécessaire pour déterminer les efforts d'intérêt à partir des forces brutes.

L'effort d'avance est l'effort qui s'oppose au mouvement. C'est la résistance appliquée par la matière coupée sur l'outil de coupe. L'effort passif est la composante de la force résultante par le détournage suivant l'orientation $-Z$. La force normale est la composante de la force qui complète le trièdre direct (Ff , Fn , Fp). En se basant sur la figure suivante, deux situations existent dépendamment de l'angle de coupe. D'une part, si l'angle de coupe est de 0° (l'avance est suivant $-X$) alors :

- $Ff = Fx$
- $Fn = Fy$
- $Fp = Fz$

D'autre part, si l'angle de coupe est de 90° (l'avance est suivant $-Y$):

- $Ff = -Fy$
- $Fn = Fx$
- $Fp = Fz$

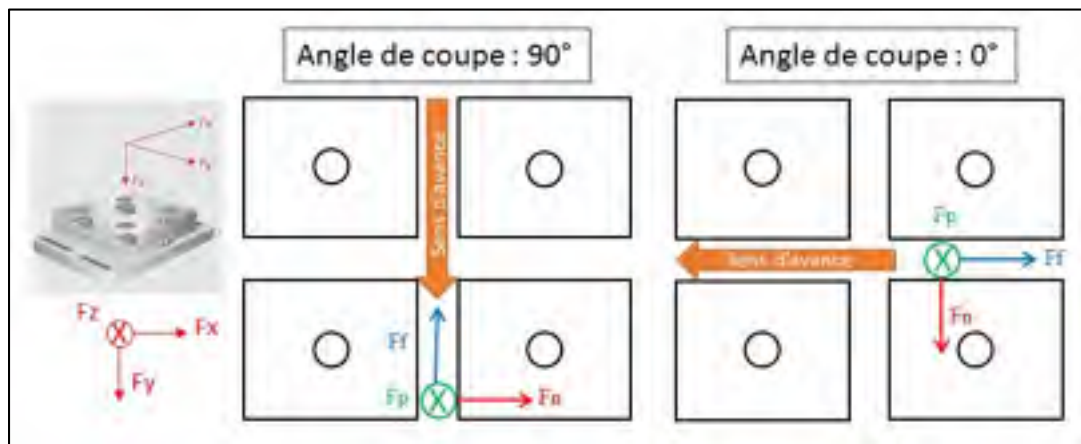


Figure 2.24 Orientation des différents efforts de coupe

Les données brutes sont traitées par un programme écrit sous MATLAB. En se basant sur un programme développé par le personnel du laboratoire de recherche d'usinage CNC de l'ÉTS, le code du programme a été modifié par l'auteur de ce mémoire dans le but de le mettre à jour et l'automatiser (pour réduire le temps de traitement d'une très grande quantité de données i.e. 10430 mesures au total). Le programme suit les étapes suivantes :

- Les données brutes issues du logiciel d'acquisition des efforts de coupe (.TDMS) sont converties en un format lu par MATLAB (.MAT).
- Les données sont corrigées par application d'un filtre qui élimine le bruit de mesure et un amplificateur du signal.
- Une valeur initiale (F_{xi} , F_{yi} et F_{zi}) correspondant à la première valeur non nulle (début de la découpe) est définie.
- Les valeurs maximales de F_x , F_y et F_z parmi les premières 45% des valeurs sont déterminées.
- Les valeurs maximales de F_x , F_y et F_z parmi les derniers 40% des valeurs sont déterminées.
- Le calcul est lancé sur une plage de données en laissant une marge de sécurité de 5 tours à partir du premier point déterminé et de 5 tours en amont du deuxième point.

Cette démarche garantit que les mesures soient effectuées lorsque l'outil est complètement dans la matière et que le régime d'usinage est permanent. Il est à signaler que le gabarit d'usinage a été conçu de manière à garantir un régime de coupe permanent sur de faibles longueurs de coupe tout en limitant la perte de matière brute. La figure 2.25 illustre un exemple de traitement avec MATLAB des efforts de coupe. Les figures de gauche représentent les efforts acquis par la table dynamométrique et les figures de droite représentent les plages de calcul des efforts (zone d'intérêt définie par le programme).

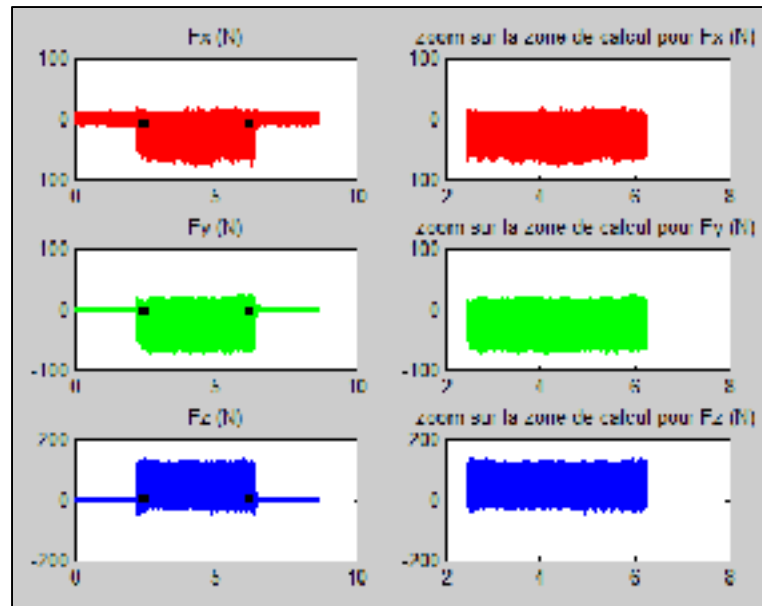


Figure 2.25 Exemple de traitement des forces de coupe

2.6.3 Mesure du délaminage

Le délaminage est l'un des plus importants facteurs d'évaluation de l'intégrité de surface des composites. Plusieurs techniques de quantification du délaminage sont évoquées par la littérature. Parmi ces techniques on peut citer le scanneur (Khashaba, 2004), le C-scan ultrasonique (Tsao & Hocheng, 2005), la radiographie au rayon X (Albuquerque, Tavares, & Durão, 2010), la tomographie informatisée (CT) (Schilling, Karedla, Tatiparthi, Verges, & Herrington, 2005), la microscopie au laser (Erkan, Isik, Cicek, & Kara, 2013) et la microscopie électronique à balayage (MEB) (Shyha, Soo, Aspinwall, & Bradley, 2011). Le délaminage est souvent caractérisé, dans la littérature, par sa profondeur moyenne (Sheikh-Ahmad, Urban, & Cheraghi, 2012), la longueur équivalente des fibres non coupées (Hosokawa, Hirose, Ueda, & Furumoto, 2014) ainsi que par le facteur de délaminage Fd (Davim & Reis, 2003; Erkan et al., 2013; Sreenivasulu, 2013). Ce facteur est calculé comme étant le rapport entre les dimensions nominales et les dimensions maximales des défauts de délaminage obtenus après découpe particulièrement dans le cas du perçage et du rainurage (*Voir* Figure 2.26). Il permet de quantifier le défaut de l'intégrité de surface. Dans le cas du détournement, les dimensions de même

que le nombre de défauts sont mesurés afin de conclure quant à la qualité de la surface. Cette étude se base essentiellement sur l'analyse d'image.

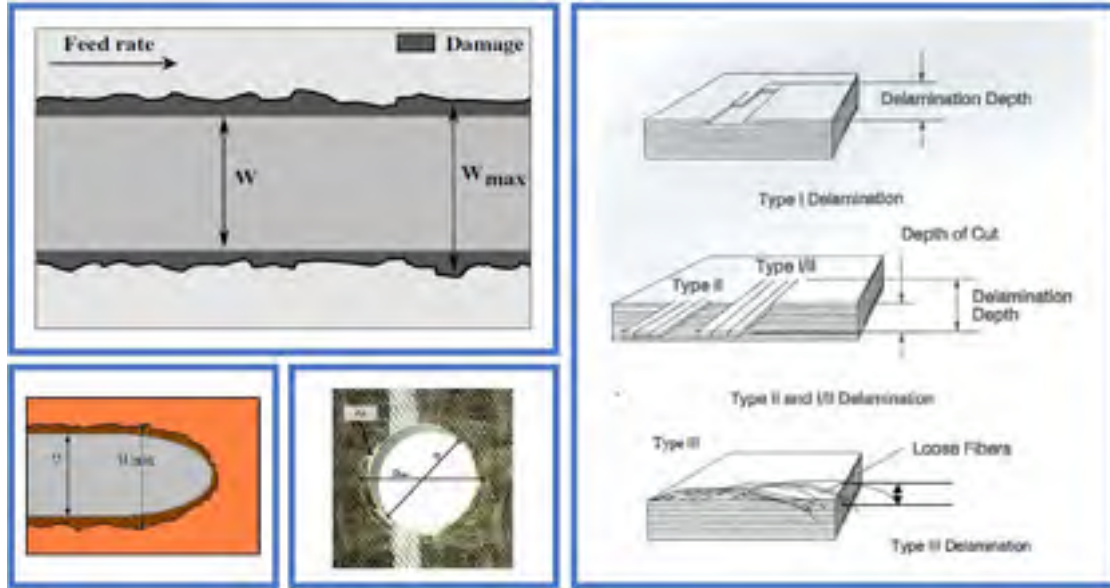


Figure 2.26 Types de délaminage et paramètre du calcul de Fd

En rainurage, Fd est le rapport entre la largeur nominale (W) et la largeur maximale de la rainure compte tenu du défaut d'usinage (W_{max}) (équation 2.3). En perçage, c'est plutôt le rapport entre le diamètre nominal de trou (D) et le diamètre maximal incluant le pire défaut (D_{max}) (équation 2.4).

$$Fd = \frac{W}{W_{max}} \quad (2.3)$$

$$Fd = \frac{D}{D_{max}} \quad (2.4)$$

Cependant, l'étendue de la délamination ne peut pas être évaluée par ces critères et techniques d'évaluation « unidimensionnels ». La figure 2.27 illustre cette problématique. Le facteur de délaminage Fd , tel que défini par la littérature, est le même dans les deux cas (même W_{max}) bien que les défauts des deux surfaces soient complètement différents.

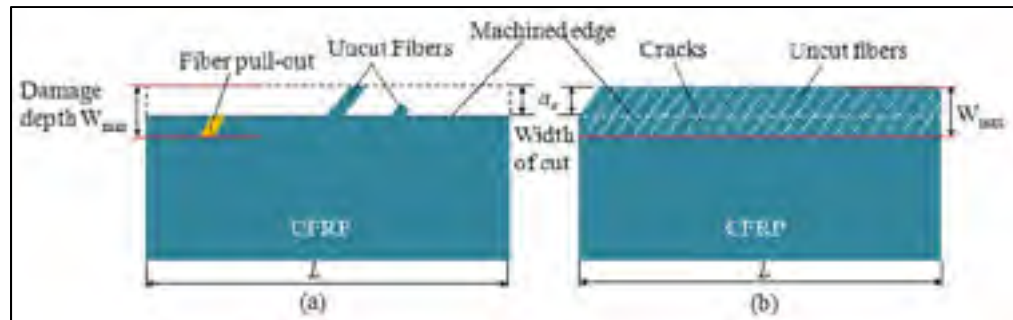


Figure 2.27 Deux cas critiques de délaminage : a) fibres non coupées et fibres arrachées et b) fissures et fibres non coupées intenses et uniformes
Tirée de F. Wang, Yin, Jia, Niu, et Liu (2017)

Un critère d'évaluation bidimensionnel (2D) est alors nécessaire pour bien caractériser l'étendue du délaminage. Ce mémoire se base sur les recherches de F. Wang et al. (2017) pour caractériser le délaminage des échantillons étudiés. Un programme MATLAB, inspiré du code de F. Wang et al. (2017) développé à cet effet, a été créé pour répondre à nos exigences et aux limitations des instruments à notre disposition. L'étude de délaminage est limitée à l'opération de détournage en opposition, car les essais préliminaires ont montré que le mode d'usinage en avalant générant un fort délaminage, voire une cassure de l'échantillon. D'abord, les deux sections usinées en opposition pour chaque coupon ont été photographiées avec un appareil photo de résolution 23 MP. Ensuite, les images ont été traitées et transformées en noir et blanc en appliquant un filtre de luminosité de -40 . Le logiciel de traitement d'image utilisé est PhotoFiltre Studio X. C'est un logiciel simple d'utilisation distribué en libre essai de 30 jours. Il permet une retouche de qualité des photos numériques. Cette étape consiste à uniformiser la luminosité de toutes les images afin d'éliminer l'impact de celle-ci sur les calculs réalisés par MATLAB. Le programme MATLAB est organisé comme suit (*Voir Figure 2.28*) :

- L'image traitée est lue avec MATLAB.
- Les couleurs de l'image sont converties en des intensités de gris.
- L'image transformée est affichée. La zone d'intérêt pour le calcul est sélectionnée manuellement afin de minimiser le temps du traitement.
- La zone sélectionnée est convertie en image binaire par seuillage en utilisant la méthode d'Otsu combinée à la fonction de Heaviside (une fonction discontinue égale à 0 pour

les nombres réels strictement négatifs issus de la segmentation d'Otsu et à 1 pour toutes les autres valeurs).

- Le nombre de pixels noirs correspondant au délaminage est calculé et l'aire de la zone affectée est déterminée en multipliant le nombre de pixels par la taille du pixel. Les pixels qui ne correspondent pas à du délaminage font partie de l'erreur de mesure et seront traités par les intervalles de confiance des mesures du délaminage.

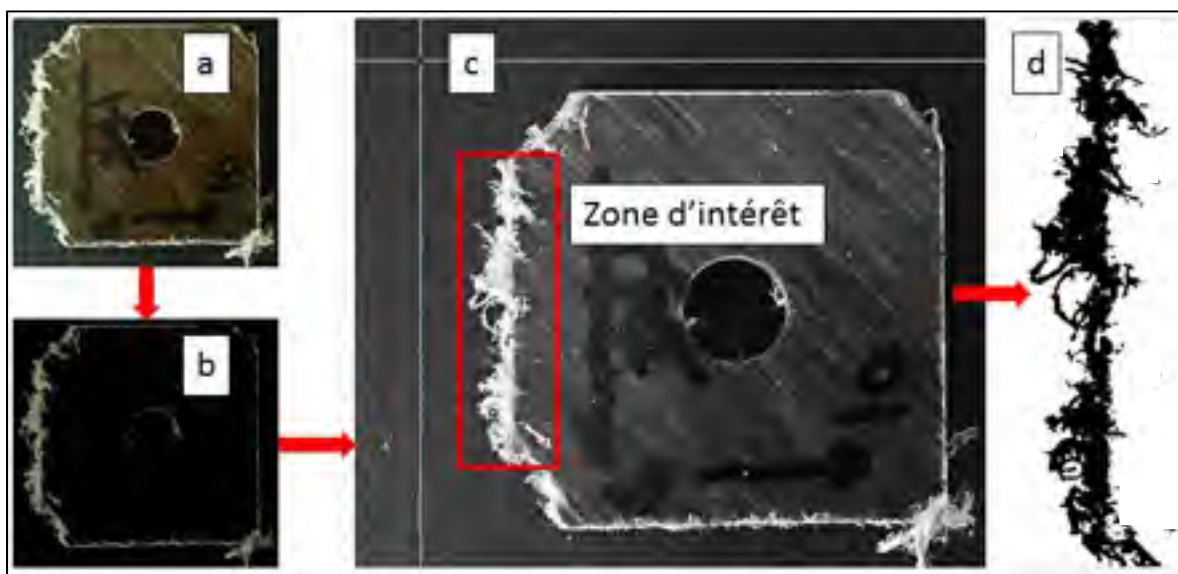


Figure 2.28 Exemple de traitement du délaminage : a) image de départ, b) image transformée en noir/blanc, c) image transformée en intensité de gris par MATLAB et d) extraction de la zone d'intérêt

2.6.4 Mesure de l'usure de l'outil de coupe

L'usure de l'outil de coupe est un paramètre assez critique qui joue un double rôle. Effectivement, ce paramètre peut constituer à la fois un facteur et une réponse de cette étude. L'état de surface (rugosité et délaminage) de même que les efforts de coupe sont largement influencés par l'usure de l'outil qui est, à son tour, influencée par les conditions de coupe, l'orientation des fibres, mais aussi par les efforts de coupe. Une relation cyclique existe entre ces deux réponses. L'usure de l'outil augmente les efforts de coupe. Cette augmentation génère une élévation de la température dans la zone de contact outil/copeau, ce qui entraîne une croissance de l'usure et ainsi de suite.

L'usure de l'outil de coupe est régie par la norme ISO 8688-2 (1989) qui s'intéresse aux essais de durée de vie de l'outil de coupe en détournage. L'évaluation de l'usure est effectuée à l'aide d'un logiciel de numérisation d'image PlotDigitizer et du microscope optique Keyence VHX-500FE. Le microscope est relié à un logiciel de traitement d'image. Le logiciel PlotDigitizer est une application Java permettant de numériser des courbes ou graphes de données scannées.

L'outil de coupe est régulièrement démonté à la fin de chaque programme de coupe (constitué de 7 conditions de coupe) soit à toutes les 230 mm de longueur de coupe. L'usure en flanc est alors inspectée. La section coupante de l'outil est marquée en début d'usinage pour faciliter le repérage et le suivi de la même zone affectée. Un outil DIXI et un outil ONSRUD neufs sont utilisés pour l'usinage de chacun de nos deux matériaux. Pour chaque plaque, l'un des outils détourne les 38 premières combinaisons de 3 niveaux de V_c , 6 niveaux de f et 2 angles de coupe. Ensuite, l'autre outil coupe les 38 combinaisons restantes. Une nouvelle région coupante non affectée de l'outil est sélectionnée pour chaque répétition (bloc) du plan d'expérience dans le but de dupliquer les mesures (*Voir* Figure 2.29). Par conséquent, l'erreur expérimentale est réduite. Pour réduire l'erreur de mesure, 5 clichés d'images de la même usure à mesurer sont pris et leur moyenne est calculée. Chaque zone de chaque outil coupe une longueur de 2,64 m. Le critère de durée de vie considéré par cette étude est le critère de 0,3 mm d'usure en dépouille uniforme.

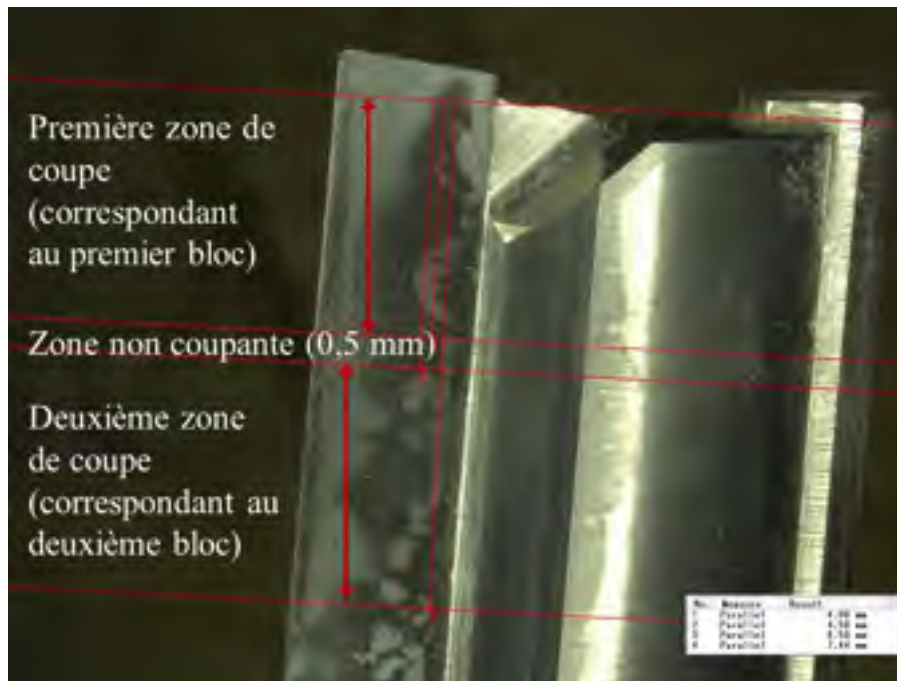


Figure 2.29 Zones coupantes de l'outil #1

2.7 Vérification de la qualité des plaques

Un échantillon (coupon) de chaque type de composite de dimensions $32,808\text{ mm} \times 32,808\text{ mm}$ est choisi aléatoirement suite aux essais préliminaires (*Voir* section 2.4). Les deux échantillons sélectionnés ont subi un test de tomographie pour vérifier l'alignement des fibres ainsi que le taux du vide dans la plaque (*Voir* Figure 2.30). Le désalignement maximal des fibres de verre est de 5% alors que celui des fibres de lin est de 7%. Cela est dû au fait que l'opération d'alignement lors de la fabrication des laminés a été réalisée manuellement. La précision de l'orientation dépend donc de la concentration de l'opérateur. Le composite à fibres de lin présente un plus grand désalignement puisque les fibres au niveau des plis sont maintenues en place uniquement par les réactions chimiques qui existent entre les fibres. Ces liens peuvent être facilement rompus. De plus, les fibres naturelles sont déviées par le débit d'injection de résine et les pertes de pression lors du moulage. Le pourcentage de vide dans le cas des deux matériaux est de 2% par coupon. Cette valeur est calculée par le logiciel de traitement de données de la tomographie en intégrant les pourcentages de vide surfacique (le

rapport entre la surface de la section du vide et la surface totale du coupon) sur l'épaisseur du coupon.

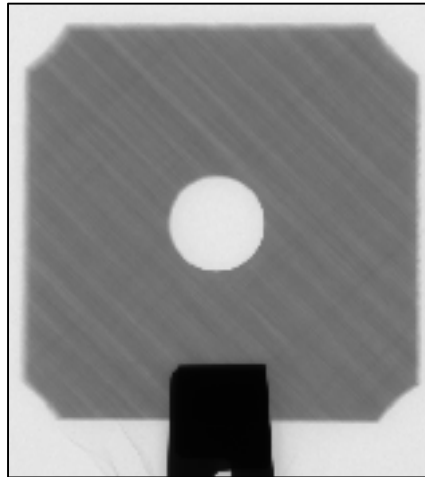


Figure 2.30 Tomographie d'un échantillon en GFRP

Les deux prochains chapitres exposent les résultats du détourage du composite à fibres de lin et du composite à fibres de verre respectivement. Ces résultats sont interprétés et des modèles de prédiction des réponses (dans le cas du détourage du FFRP) sont développés. Le dernier chapitre (chapitre 4) s'intéresse à la comparaison de la qualité du détourage des deux matériaux dans le but de vérifier le potentiel des fibres de lin, d'un point de vue détourage, pour remplacer les fibres des verres comme renforcement dans les structures composites.

CHAPITRE 3

ÉTUDE DE L'USINABILITÉ DES COMPOSITES À FIBRES DE LIN

3.1 Introduction

Les travaux antérieurs montrent que les conditions de coupe, et en particulier la vitesse d'avance (f) et la vitesse de coupe (V_c), dictent le comportement du composite face à la découpe. La géométrie de l'outil de coupe joue également un rôle primordial dans la qualité de la pièce finie obtenue par détournage. Cette qualité dépend fortement de l'état de l'outil de coupe. L'usure de ce dernier détériore l'état de surface et augmente drastiquement les efforts de coupe. Ce chapitre traitera de l'influence des paramètres de coupe sur l'intégrité de la surface (rugosité, profil primaire et délaminage) et sur l'usinabilité des composites à fibres de lin (effort de coupe et usure de l'outil de coupe). Des modèles statistiques de prédiction des différentes réponses de ce mémoire seront établis comme dernière étape de cette partie.

3.2 Analyse de la morphologie des copeaux

Le composite lin/époxy bénéficie d'une bonne usinabilité (régime d'usinage stable et peu de bruit de coupe). L'observation des copeaux formés lors de l'opération du détournage dévoile trois types de morphologies :

- Poudre ou microcopeaux (copeaux fragmentés)
- Copeaux discontinus de taille de l'ordre du centimètre
- Copeaux continus et friables de taille de l'ordre de deux centimètres (Voir Figure 3.1, section zoomée).



Figure 3.1 Différentes morphologies de copeaux (cas de la première plaque avec une configuration de 0°)

La morphologie du copeau rappelle celle obtenue par l'usinage du bois ce qui suggère que le détournage des composites lin/époxy est semblable à la menuiserie CN. Les mécanismes de coupe régissant la découpe des fibres de lin sont similaires à la découpe des fils de bois. L'analyse du copeau a montré que la taille de ce dernier croît avec la vitesse d'avance et avec la vitesse de coupe comme le montrent la figure 3.1 et le tableau récapitulatif 3.1. En effet, une quantité de matière plus importante est coupée quand l'avance augmente. En conséquence, le copeau grossit.

Par ailleurs, l'orientation des fibres (θ) contrôle la forme du copeau. La taille du copeau diminue lorsque θ augmente jusqu'à 45°. Au-delà, la dimension est sensiblement la même. Cette constatation est en accord avec la littérature et peut être expliquée par le mécanisme de formation des copeaux. En effet, les microcopeaux ou copeaux fragmentés sont générés par flexion et/ou flambement (dans le cas de $\theta = 90^\circ$ et $\theta = -45^\circ$) (Lasri, 2009). Des ruptures localisées au niveau de fibres causées par la séparation fibre/matrice donnent lieu à la morphologie discontinue (lorsque $\theta = 45^\circ$). En revanche, le copeau continu est produit par

rupture par délaminage au niveau de l'interface fibre/matrice. Ce mode de rupture caractérise la coupe lorsque l'orientation des fibres est de 0° .

Tableau 3.1 Tableau récapitulatif de l'effet de f , Vc et θ sur la taille des copeaux

Effet de l'avance f (mm/rév)		Effet de la vitesse de coupe Vc (m/min)		Effet de l'orientation des fibres (mm/rév)	
Condition de coupe	Taille/état du copeau	Condition de coupe	Taille/état du copeau	Condition de coupe	Taille/état du copeau
$Vc2 f1 \theta = 0^\circ$ $Vc2 f2 \theta = 0^\circ$	Poudre Discontinu de taille moyenne	$Vc2 f1 \theta = 0^\circ$ $Vc3 f1 \theta = 0^\circ$	Poudre Discontinu fragmenté	$Vc2 f2 \theta = 0^\circ$ $Vc2 f2 \theta = 90^\circ$	Discontinu moyen Discontinu petit
$Vc2 f2 \theta = 90^\circ$ $Vc2 f3 \theta = 90^\circ$	Discontinu petit Discontinu grand	$Vc1 f3 \theta = 90^\circ$ $Vc2 f3 \theta = 90^\circ$	Discontinu petit Discontinu grand		
$Vc3 f1 \theta = 0^\circ$ $Vc3 f6 \theta = 90^\circ$	Discontinu fragmenté Continu	$Vc1 f6 \theta = 90^\circ$ $Vc3 f6 \theta = 90^\circ$	Discontinu grand Continu		
$Vc1 f3 \theta = 90^\circ$ $Vc1 f6 \theta = 90^\circ$	Discontinu petit Discontinu grand				

Il est important de rappeler que ces observations sont basées sur un critère purement qualitatif (observation visuelle).

3.3 Corrélation entre les facteurs

Dans cette section, un traitement préliminaire des données sera effectué. Ce traitement consiste en la détection de corrélation entre les réponses afin d'en réduire le nombre. Le but de cette étude est de réduire la quantité de résultats à analyser et de mieux comprendre la relation entre

eux. L'analyse est faite avec JMP 13 (SAS Institute Inc.), un logiciel de traitement statistique de données expérimentales qui permet la visualisation et l'analyse interactive des résultats.

L'étude de la corrélation appliquée à Ra_l , Ra_t , Ff , Fn et Fp montre que les forces de coupe (Ff , Fn et Fp) sont corrélées avec les critères de rugosité longitudinale choisis pour l'étude (Ra_l et Rt_l) (Voir Tableau 3.2 et Annexe III). Cette affirmation rejoint probablement la conclusion de Y. G. Wang et al. (2011) concernant la découpe orthogonale d'un composite CFRP avec un outil de coupe PCD. Cette corrélation pourrait être expliquée par le fait que les efforts de coupe génèrent des vibrations lors de l'opération de coupe. Comme résultat, le mécanisme de coupe des fibres est affecté. En effet, ces dernières fléchissent au lieu d'être cisailées ce qui crée une surface rugueuse avec beaucoup de fibres non coupées et arrachées. Aucune mesure de vibration n'a été réalisée pour notre étude. L'hypothèse précédente reste donc à confirmer pour le détournage des FFRP.

Tableau 3.2 Extrait de la matrice de corrélation des réponses

	Ra	$S(Ra)$	Rt	Ff	Fn
Ra	0,000				
$S(Ra)$	0,000	0,000			
Rt	0,000	0,000			
Ff	0,000	0,000	0,000		
Fn	0,000	0,000	0,000	0,000	
Fp	0,001	0,286	0,001	0,727	0,227

De même la rugosité totale (Rt) et le profil total (Pt) sont corrélés avec la rugosité moyenne arithmétique (Ra) et le profil moyen arithmétique (Pa) respectivement (longitudinales et transversales) (Voir Tableau 3.2, Figure 3.2 et Annexe III). Effectivement, Rt représente la somme de la plus grande hauteur de crête (Z_{pi}) et de la plus grande profondeur de creux (Z_{vi}) évalué sur la longueur d'évaluation (L). Ra représente l'écart moyen arithmétique du profil (l'intégrale des creux et crêtes) évalué sur la longueur de base (λ_s). Selon le théorème de la

positivité, si R_t augmente, R_a augmente et vice-versa. Concernant les écarts type de la rugosité ($S(R_a)$ et $S(R_t)$), elles sont également corrélées avec R_a et R_t , respectivement. Optimiser R_a conduit alors systématiquement à l'optimisation de $S(R_a)$, R_t et $S(R_t)$ (Voir Annexe III). Par conséquent, seuls R_{a_l} , F_f , F_n , F_p , Ad et l'usure de l'outil de coupe seront étudiés dans les sections suivantes. R_{a_t} , Pa_l (Pa longitudinal) et Pa_t (Pa transversal) seront présentés uniquement à titre de comparaison.

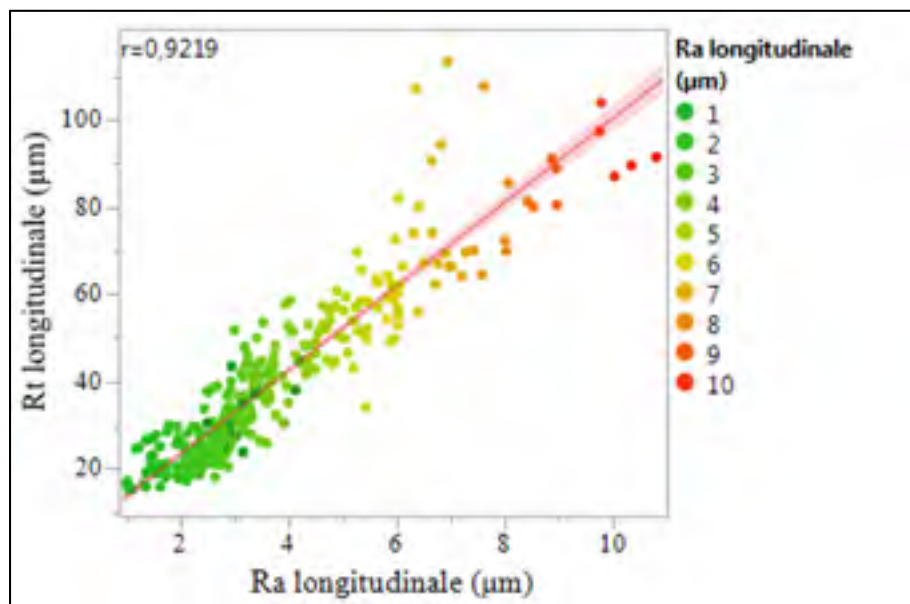


Figure 3.2 Corrélation entre R_{t_l} et R_{a_l}

3.4 Traitement préliminaire des résultats

Un traitement préliminaire des résultats a été effectué afin d'identifier les éventuelles données aberrantes. Deux méthodes ont été employées à savoir les diagrammes « boîte à moustache » et les histogrammes. Un exemple d'analyse des données de la rugosité longitudinale (R_{a_l}) est présenté à la figure 3.3.

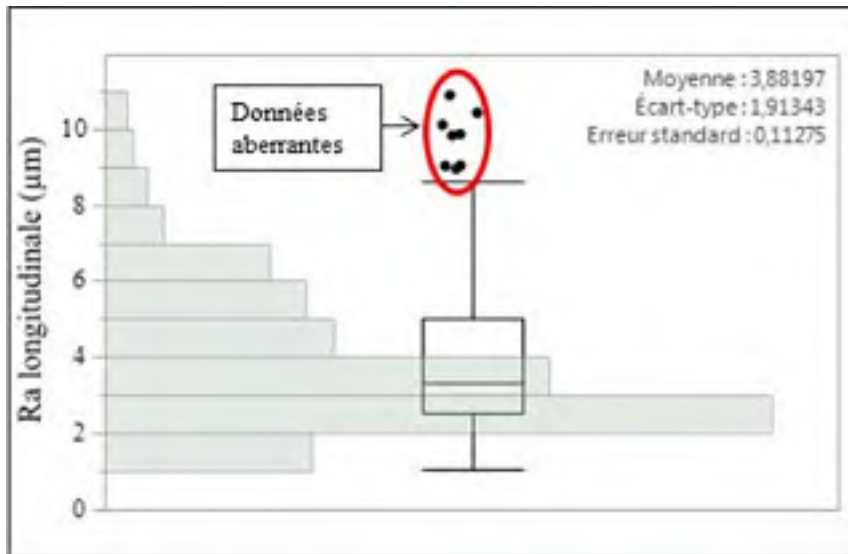


Figure 3.3 Boîte à moustache et histogramme de la rugosité

Les valeurs de rugosité sont considérées comme aberrantes si elles se trouvent à l'extérieur de l'intervalle $[Q_{25\%} - 1,5 * (Q_{75\%} - Q_{25\%}) ; Q_{75\%} + 1,5 * (Q_{75\%} - Q_{25\%})]$ où $Q_{75\%}$ est le quartile à 75% et $Q_{25\%}$ est le quartile à 25% (Dans le cas de la boîte à moustache). Dans le cas de l'histogramme, une valeur est incohérente si elle se trouve isolée par rapport à la majorité des autres résultats (des valeurs maximales ou minimales extrêmes).

La plupart des valeurs aberrantes détectées est causée par le passage du pointeur du profilomètre dans un creux créé par un arrachement de fibre (*Voir* figure 3.4). Comme l'on arrive à expliquer la source de l'aberrance, on ne tiendra pas compte de ces valeurs lors de la modélisation.

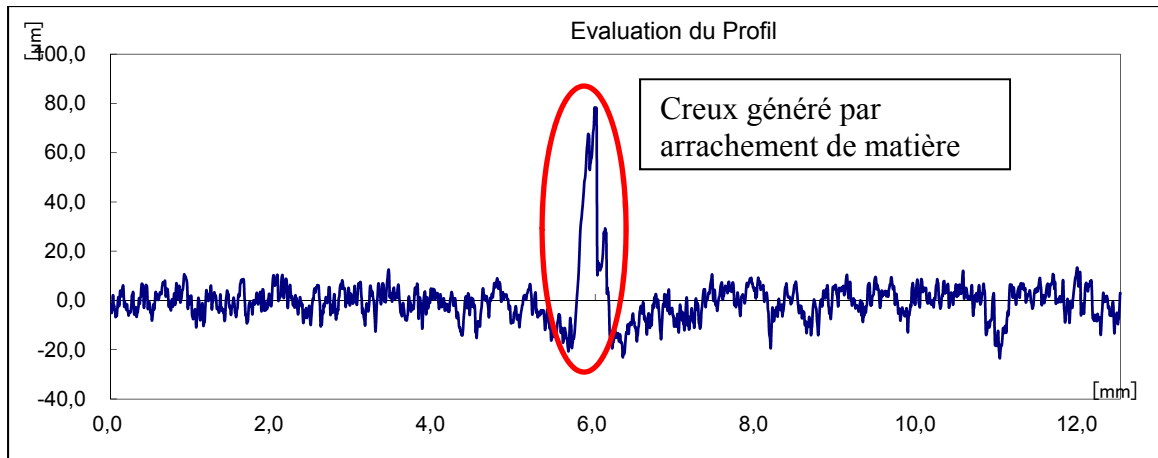


Figure 3.4 Profil de rugosité longitudinale (donnée aberrante)

Le raisonnement de détection de valeurs aberrantes est le même pour toutes les autres réponses de l'étude.

3.5 Résultats de l'intégrité de la surface

L'intégrité de la surface est caractérisée par deux critères, à savoir le profil de la surface (profil de rugosité, profil d'ondulation et profil primaire) et le délaminage. La section suivante présente les résultats et interprétations de la mesure de la rugosité du composite lin/époxy. L'usinage s'opère à plein couteau tout au long de l'expérimentation. L'engagement radial et axial de l'outil dans la matière est alors constant et maximum (égal au diamètre de l'outil de 9,525 mm). Les deux modes d'usinage (avalant et opposition) sont étudiés.

3.5.1 Profil de la rugosité

La section suivante porte sur le profil de rugosité longitudinale et sur le profil de rugosité transversale. Une étude comparative des résultats de la direction de mesure sera aussi menée.

3.5.1.1 Résultats expérimentaux de la rugosité longitudinale (usinage en opposition)

La figure 3.5 montre l'évolution de la rugosité arithmétique longitudinale (Ra_l) en fonction de l'outil de coupe et de l'angle d'orientation des fibres. L'outil #2 (DIXI) présente de meilleurs résultats que l'outil #1 (ONSRUD). En effet, la rugosité moyenne des sections usinées en opposition avec l'outil #2 est plus faible que celle des sections usinées avec l'outil #1 lorsque l'orientation des fibres est de -45° et de 0° . Dans le cas d'un θ de 45° ou de 90° , Ra est plus élevée dans le cas de l'outil #2. Cette dernière remarque ne peut pas être affirmée vu que les intervalles de confiance des résultats de nos deux outils, lorsque $\theta = 90^\circ$ et $\theta = 45^\circ$, se chevauchent (par exemple, quand $\theta = 45^\circ$, la rugosité obtenue par l'outil ONSRUD peut être égale à $3,912 \mu m$ puisque cette valeur se trouve dans l'intervalle de confiance correspondant).

Le comportement de la rugosité en fonction de l'orientation des fibres varie selon l'outil de coupe. D'abord, lorsque la découpe est faite par l'outil #1, le pire état de surface résulte lorsque $\theta = -45^\circ$. La meilleure rugosité est obtenue lorsque $\theta = 90^\circ$. Aucune différence ne peut être confirmée entre les Ra dans les cas de $\theta = 0^\circ$ et $\theta = 45^\circ$ (leurs intervalles de confiance se chevauchent). Les échantillons usinés avec l'outil #2, montrent un résultat différent. Le meilleur fini de surface est obtenu pour des fibres orientées à 0° ou à 90° (les intervalles de confiance coïncident sur une certaine portion) puis pour les fibres orientées à 45° et le pire état de surface est obtenu pour les fibres à -45° .

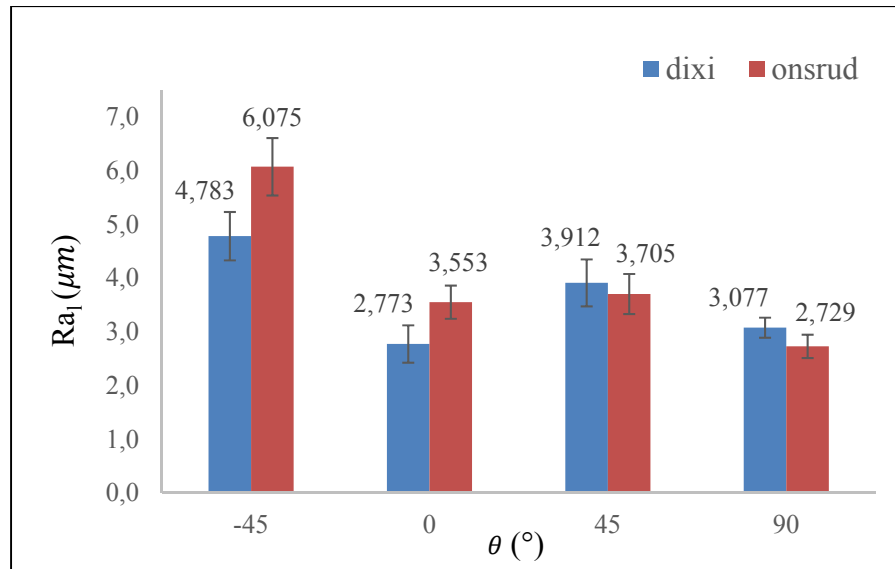


Figure 3.5 Rugosité Ra_l en fonction de l'orientation des fibres pour les deux outils de coupe

Bien que ces confirmations soient différentes de la littérature classique, nous ne pouvons pas exclure leur justesse. En effet, les anciens travaux concernant l'influence de l'orientation des fibres sur Ra ne prennent pas en compte les intervalles de confiance (IC) des moyennes de rugosité correspondant à chacune des orientations. Ils excluent donc l'erreur due à la variabilité des réponses. De plus, nos résultats peuvent être expliqués par le type de fibre qui est différent de celui des travaux concernés par cette affirmation. Ils peuvent aussi être expliqués par la géométrie des outils de coupe. Le couteau DIXI possède un rayon de coupe plus faible que le rayon de coupe du couteau ONSRUD ce qui facilite la coupe du composite, particulièrement quand $\theta = 0^\circ$. De plus il a une géométrie spéciale destinée à favoriser le cisaillement des fibres. Rappelons qu'à -45° , le mécanisme de coupe est le cisaillement. En ce qui concerne la découpe avec l'outil #2, la fracture des fibres à 90° est favorisée grâce au faible rayon de coupe et à l'arête très tranchante de l'outil.

La figure 3.6 représente l'effet du facteur principal f . Une tendance parabolique est observée. La plus faible rugosité, indépendamment des autres paramètres, est obtenue avec une avance entre $0,2 \text{ mm/rév}$ et $0,45 \text{ mm/rév}$. Cependant, la dispersion (inhomogénéité) des valeurs de Ra_l est plus faible lorsque f est égale à $0,2 \text{ mm/rév}$. Malgré le fait que les IC correspondant

à ces avances se chevauchent (ces niveaux du facteur f sont équivalents et génèrent des rugosités statistiquement égales), la plus faible moyenne de la rugosité correspond à une avance de $0,3 \text{ mm/rév}$ tandis que le pire état de surface est obtenu lorsque f est égale à $0,025 \text{ mm/rév}$. Ce résultat confirme les conclusions de J. Delahaigue (2015).

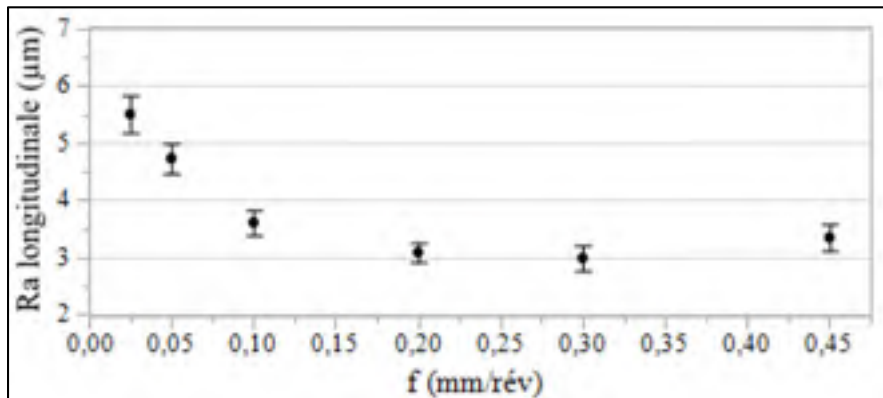


Figure 3.6 Ra_l en fonction de la vitesse d'avance (effet principal) indépendamment des autres paramètres

Si l'on considère le graphique de l'interaction double entre f et l'angle d'orientation des fibres sur Ra (Voir Figure 3.7), le pire état de surface (la rugosité la plus élevée) correspond à un angle de fibres de -45° . Une tendance parabolique est observée lorsque θ est égal à 0° , 45° ou -45° avec un minimum lorsque f est intermédiaire (entre $0,2 \text{ mm/rév}$ et $0,3 \text{ mm/rév}$). Pour les fibres orientées à 90° , la rugosité est quasiment constante. Il faut signaler que dans ce cas, les plus faibles dispersions de résultats (les intervalles de confiance les plus serrés) et les plus basses moyennes de Ra sont observées lorsque f est de $0,2 \text{ mm/rév}$ ou $0,45 \text{ mm/rév}$. Pour la plus faible avance, la rugosité relative aux angles de -45° , de 0° et de 45° est équivalente alors que pour l'avance la plus élevée, seule la rugosité associée à l'angle de fibres de -45° se distingue. Le même phénomène se produit lorsque l'avance est de $0,1 \text{ mm/rév}$. Dans tous les cas, les échantillons dont les fibres sont orientées à -45° présentent la surface la plus rugueuse.

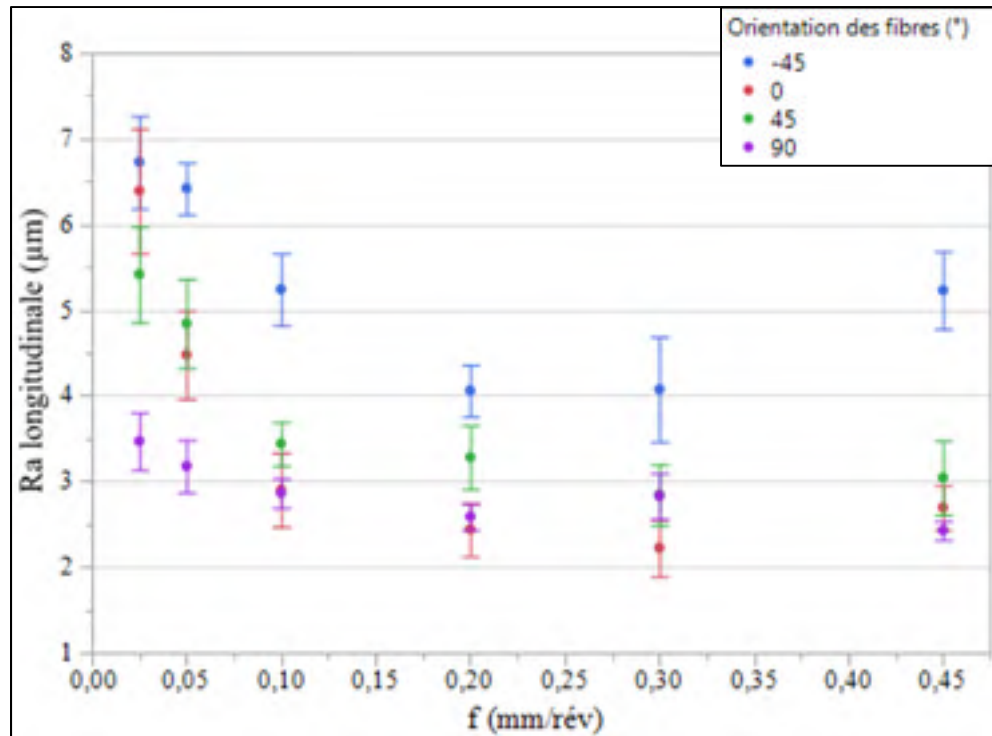


Figure 3.7 Ra_l en fonction de la vitesse d'avance et de l'orientation des fibres indépendamment de Vc et de l'outil de coupe

Le graphique de Ra_l en fonction de f pour les différentes vitesses de coupe (Voir Figure 3.8) montre que, quelle que soit la valeur de l'avance, les vitesses de 400 m/min (13367 RPM) et de 600 m/min (20051 RPM) sont équivalentes. En effet, leurs intervalles de confiance se coupent sur presque toute la plage de variation de f . Une seule exception existe lorsque f est égale à 0,1 $mm/rév$. De même, $Vc2$ (400 m/min) et $Vc1$ (200 m/min) génèrent le même état de surface pour tout f sauf lorsque cette dernière est de 0,05 $mm/rév$ (à 0,05 $mm/rév$ $Vc2$ et $Vc1$ sont significativement différentes). La rugosité la plus élevée est obtenue pour les faibles avances. Elle est égale pour toutes les vitesses lorsque f prend une valeur extrême (0,025 $mm/rév$ ou 0,45 $mm/rév$). Ainsi, une vitesse de coupe moyenne à élevée pour une avance de 0,05 $mm/rév$ à 0,1 $mm/rév$ permet de minimiser la rugosité. En revanche, une Vc faible à moyenne pour f entre 0,3 $mm/rév$ et 0,45 $mm/rév$ améliore l'état de surface. Partout ailleurs, la vitesse de coupe ne semble pas avoir d'influence significative sur la rugosité.

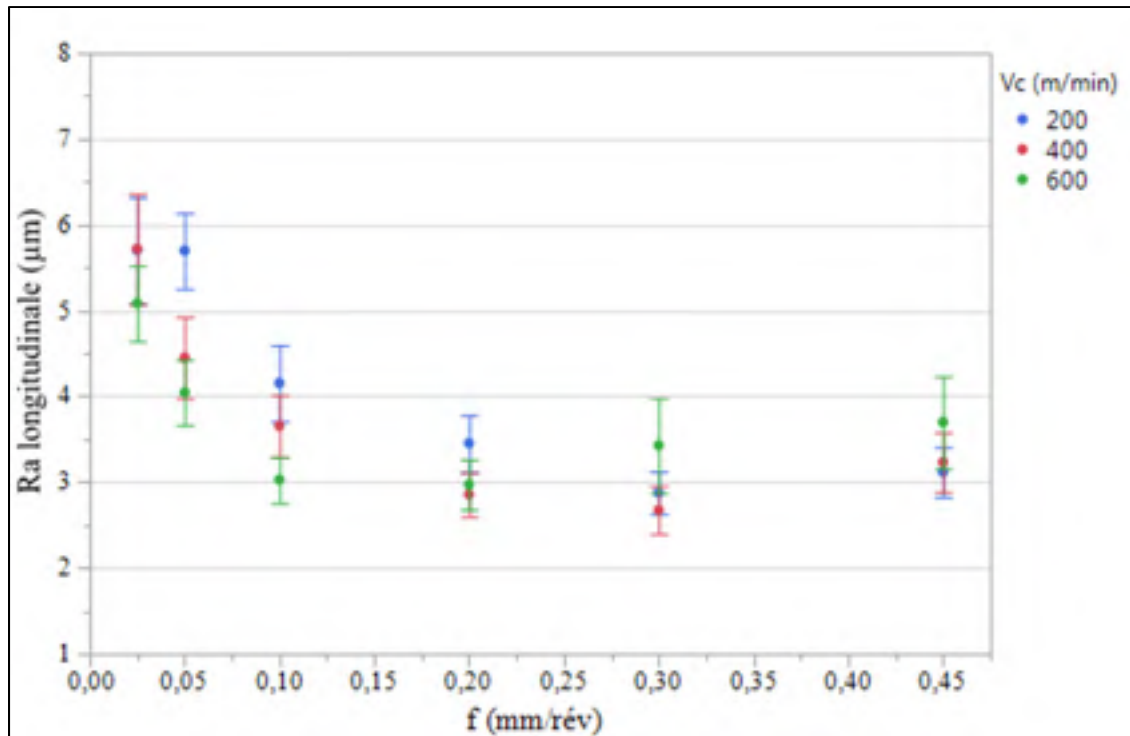


Figure 3.8 Ra_l en fonction de la vitesse d'avance et de V_c

Les résultats de la figure 3.9 montrent que les valeurs de rugosité obtenues avec les deux outils de coupe sont très voisines lorsque l'avance est inférieure à $0,1 \text{ mm/rév}$. Pour des valeurs de f supérieures à $0,1 \text{ mm/rév}$, une nette différence entre les 2 outils est révélée. L'outil #2 offre la plus faible rugosité. Cette dernière suit approximativement la même évolution avec les 2 outils. Une légère différence apparaît pour l'avance la plus élevée. Pour les échantillons usinés avec l'outil #2, la rugosité diminue rapidement avec l'avance jusqu'à $0,2 \text{ mm/rév}$ puis augmente à partir de $0,3 \text{ mm/rév}$. Pour l'outil #1, la rugosité diminue lorsque l'avance augmente de $0,025$ à $0,1 \text{ mm/rév}$ et se stabilise ensuite.

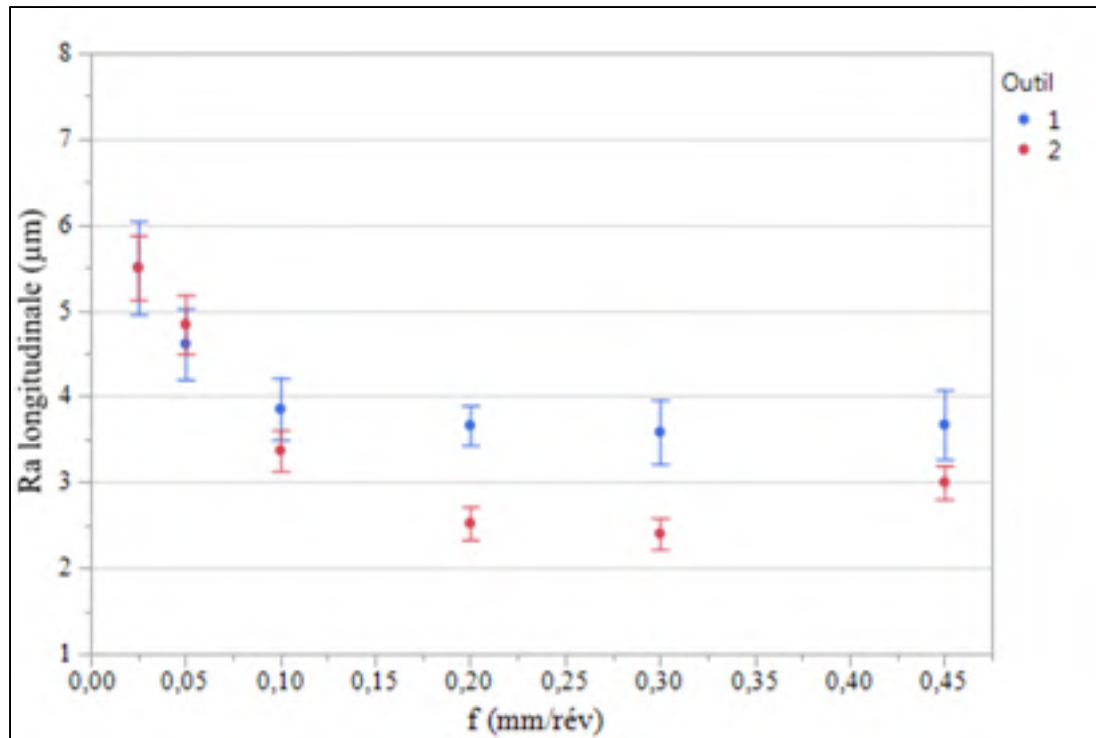


Figure 3.9 Ra_l en fonction de la vitesse d'avance et de l'outil de coupe

La figure 3.10 montre l'influence de l'avance et de la vitesse de coupe sur Ra en fonction de l'outil et de l'orientation des fibres des échantillons. Globalement, quel que soit l'angle de coupe, si la découpe est faite avec l'outil #2 et à partir d'une avance de $0,2 \text{ mm/rév}$, les écarts de rugosité dépendants de Vc diminuent et Ra converge. Quant à l'outil #1, les points oscillent autour de la moyenne avec aucune corrélation. Toutefois, une avance de $0,2 \text{ mm/rév}$ semble être critique; les profils et/ou leurs intervalles de confiance se rejoignent et se croisent pour cette avance. Il y a tout de même un comportement contraire pour l'outil #1 à -45° , entre les vitesses 200 et 600 m/min . Cela peut être expliqué par l'influence du taux d'enlèvement de matière (MRR) sur la rugosité. En effet, ce taux est proportionnel au produit de f et Vc ($f \times Vc$) et caractérise l'usinabilité du matériau. Lorsque le MRR est faible (faible Vc et faible f), la quantité de matière à enlever est faible. L'impact de l'outil de coupe sur la surface usinée est favorisé (moins de matière en contact avec l'outil). En outre, lorsque le MRR est élevé, une plus grande quantité de matière est à enlever à la fois. L'avancement de l'outil de coupe est freiné par cette matière ce qui provoque une coupe discontinue et un profil de surface finie en « vague ».

De manière globale, la rugosité la plus faible est obtenue pour une avance intermédiaire (entre 0,2 et 0,3 $mm/rév$) et ce quels que soient les autres paramètres. L'influence de la vitesse de coupe est largement dépendante de l'orientation des fibres et de l'outil de coupe. Bien qu'elle semble être minime et significative seulement pour les avances optimales (*Voir* Figure 3.10), l'influence de la vitesse de coupe ne peut pas être négligée. Le meilleur outil de coupe vis-à-vis de la rugosité longitudinale est l'outil #2. Sa supériorité est effective à partir d'une avance intermédiaire de 0,1 $mm/rév$ (*Voir* Figure 3.9).

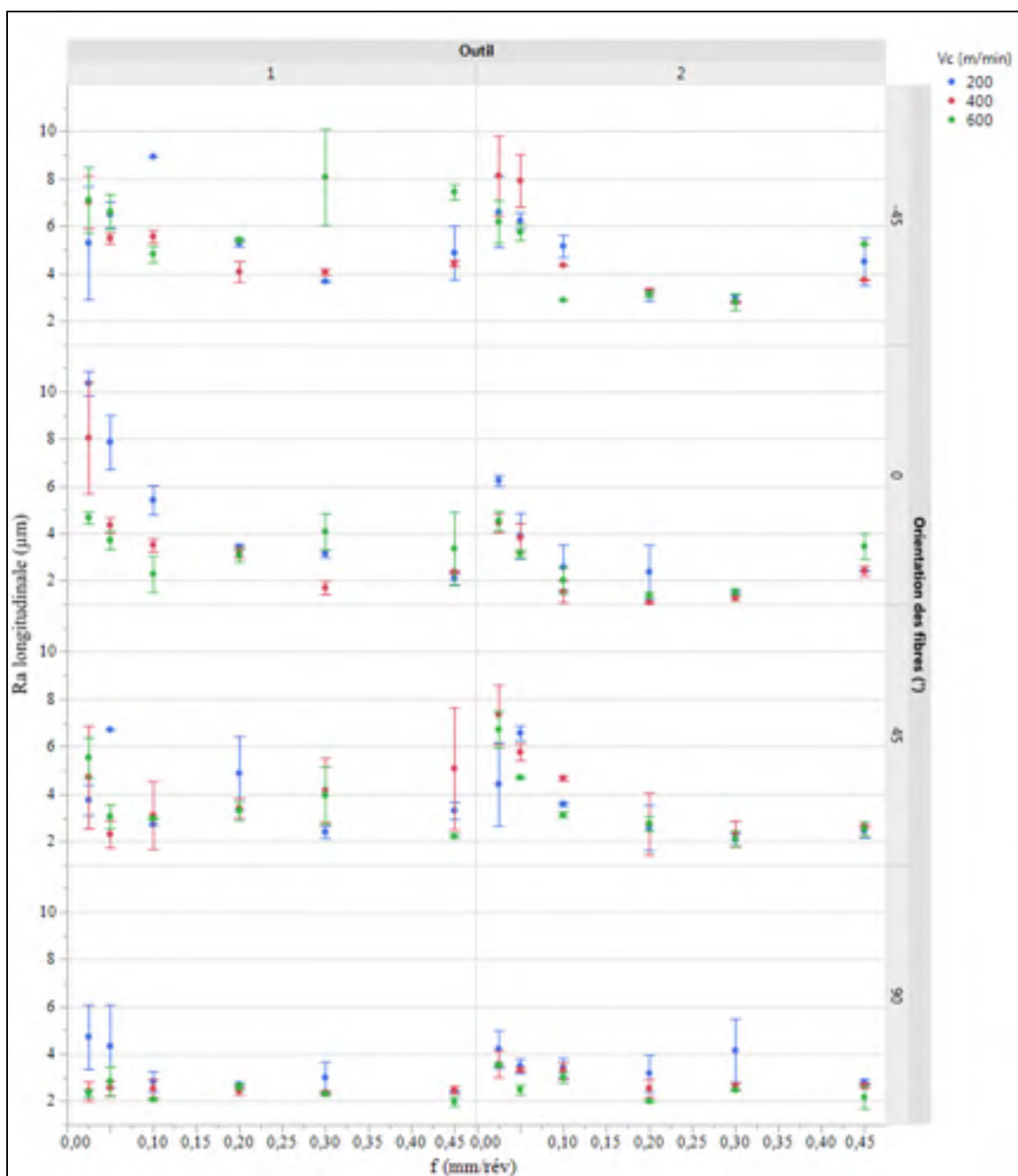


Figure 3.10 Ra_l en fonction des différents facteurs de l'étude

Au vu des résultats précédents concernant la vitesse de coupe, l'influence de cette dernière sur la rugosité est présentée aux figures 3.11, 3.12 et 3.13.

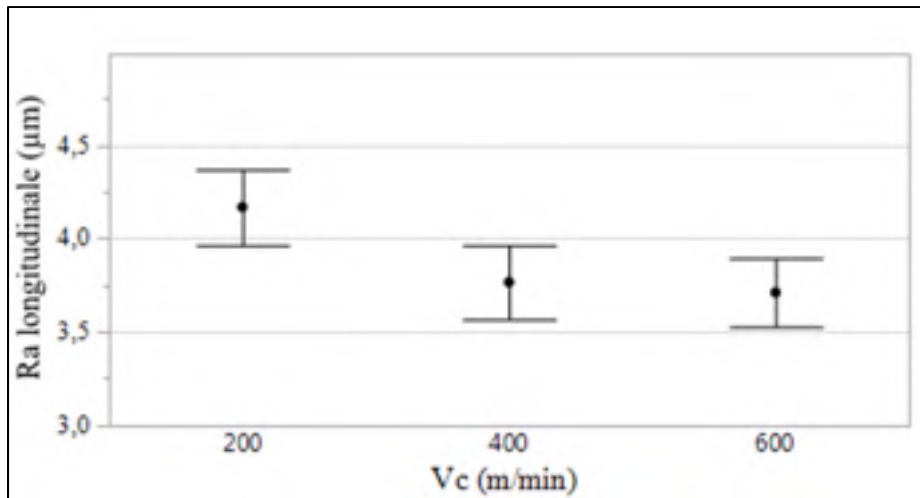


Figure 3.11 Ra_l en fonction de V_c (effet principal)

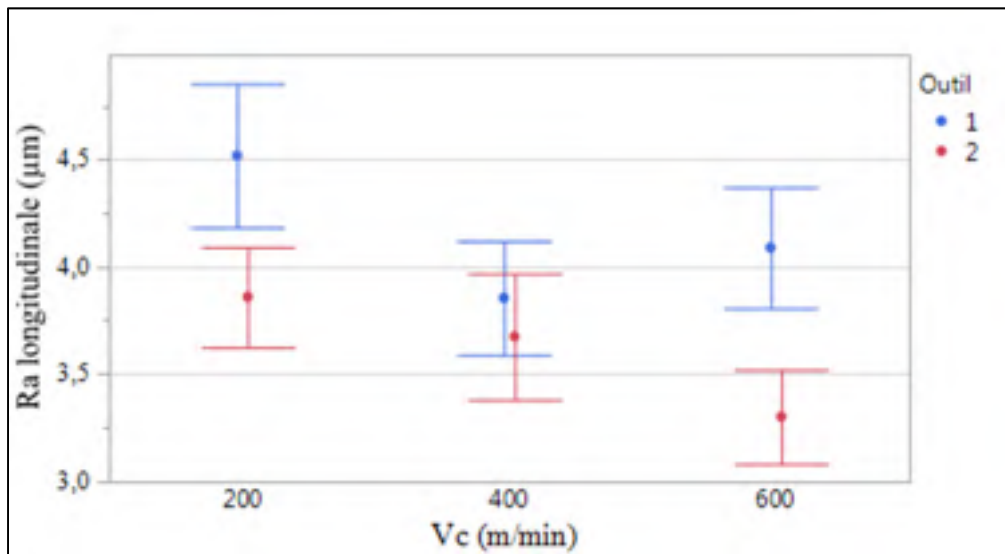


Figure 3.12 Ra_l en fonction de V_c et l'outil de coupe

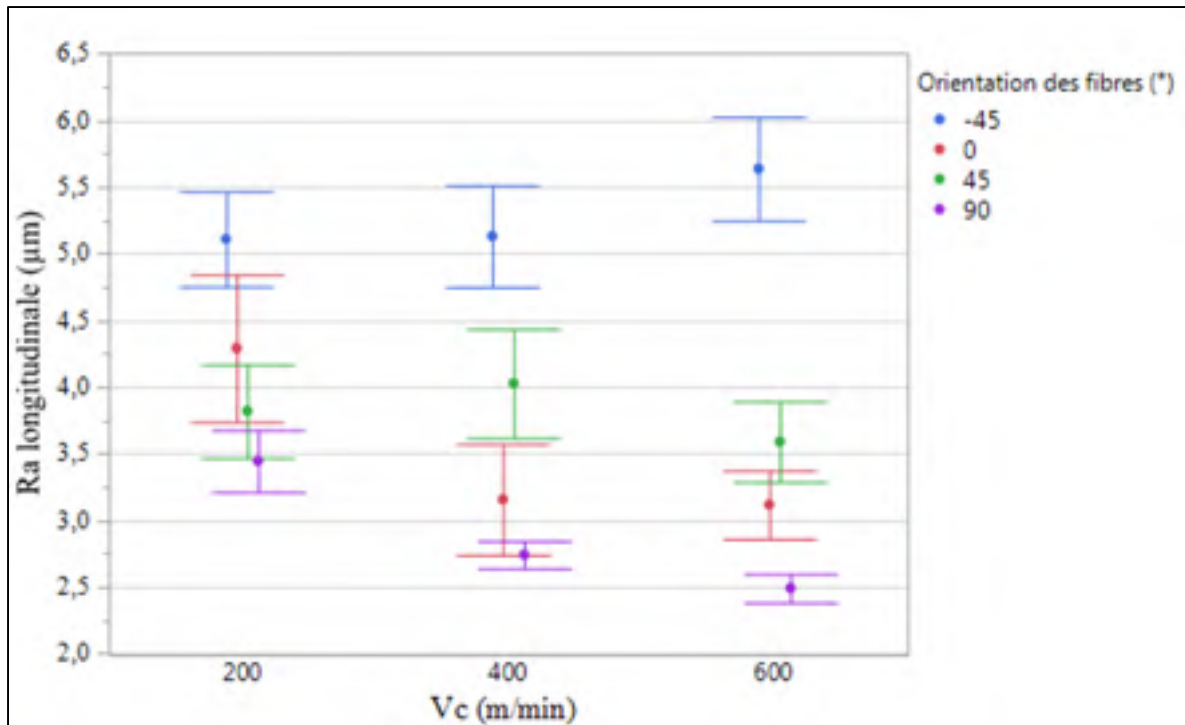


Figure 3.13 Ra_l en fonction de Vc et l'angle de coupe indépendamment de f (effet de l'interaction entre Vc et θ)

Indépendamment de l'angle d'orientation des fibres, de f et de l'outil de coupe, la rugosité arithmétique longitudinale diminue lorsque la vitesse de coupe augmente de 200 à 400 m/min puis se stabilise. Cela peut être expliqué par le fait que lorsque la vitesse augmente, le temps de contact entre l'outil et le copeau diminue. Ainsi, le frottement entre eux est réduit et en conséquence l'effort d'avance est réduit. Étant donné que la rugosité et les efforts de coupe sont corrélés, la rugosité décroît. La viscoélasticité des fibres pourrait aussi expliquer ce phénomène. La figure 3.12 illustre l'influence de l'interaction entre l'outil et Vc sur l'évolution de Ra_l . En fonction de l'outil de coupe, le comportement de Ra_l est différent. Pour les échantillons usinés avec l'outil #1, la rugosité décroît lorsque Vc augmente de 200 à 400 m/min et se stabilise ensuite. Il faut prendre garde à l'allure trompeuse de la courbe; la tendance n'est pas parabolique vu que les intervalles de confiance des moyennes de rugosité pour $Vc2$ et $Vc3$ se chevauchent. Pour l'outil #2, $Vc1$ (200 m/min) et $Vc2$ ne sont pas significativement différentes et le fait que la rugosité est constante ne peut pas être rejeté dans cette plage de vitesses de coupe. De même, $Vc2$ et $Vc3$ ne sont pas significativement

différentes. Cependant, la rugosité moyenne produite lorsque la vitesse de coupe est de 200 m/min est supérieure à celle obtenue lorsque V_c est égale à 600 m/min . En bref, la rugosité la plus faible est obtenue lorsque la découpe est faite par l'outil #2 avec une vitesse de coupe élevée (de 600 m/min) et lorsque θ est égal à 90° (Voir Figure 3.13). Effectivement, l'outil #2 possède une géométrie conçue pour cisailier les fibres. Étant donné qu'à 90° le mode de coupe des fibres est de la flexion suivie par du cisaillement, la découpe des fibres à cet angle est favorisée par l'outil #2 ($\theta = 90^\circ$ représente le point de fonctionnement de l'outil #2). De plus, lorsque la vitesse de coupe est élevée la puissance exercée par l'outil sur la matière en contact la dent coupante est élevée ce qui facilite son usinage. Afin de valider ces résultats, une analyse statistique de variance (ANOVA) est réalisée et est traitée à la section 3.7.

3.5.1.2 Rugosité transversale vs longitudinale (usinage en opposition)

Changer la position initiale de la mesure de la rugosité (le long d'un même pli) fournit à chaque fois un résultat différent. Ainsi, afin d'élucider le questionnement sur la fiabilité de la mesure de la rugosité des composites à fibres naturelles, les résultats de la rugosité arithmétique transversale sont comparés aux résultats de la rugosité longitudinale.

La figure suivante illustre la corrélation existante entre Ra_t et Ra_l . Les deux rugosités suivent la même tendance. Les courbes sont quasiment parallèles jusqu'à une avance de $0,3\text{ mm/rév}$. Au-delà, une légère déviation est observée et les deux rugosités convergent.

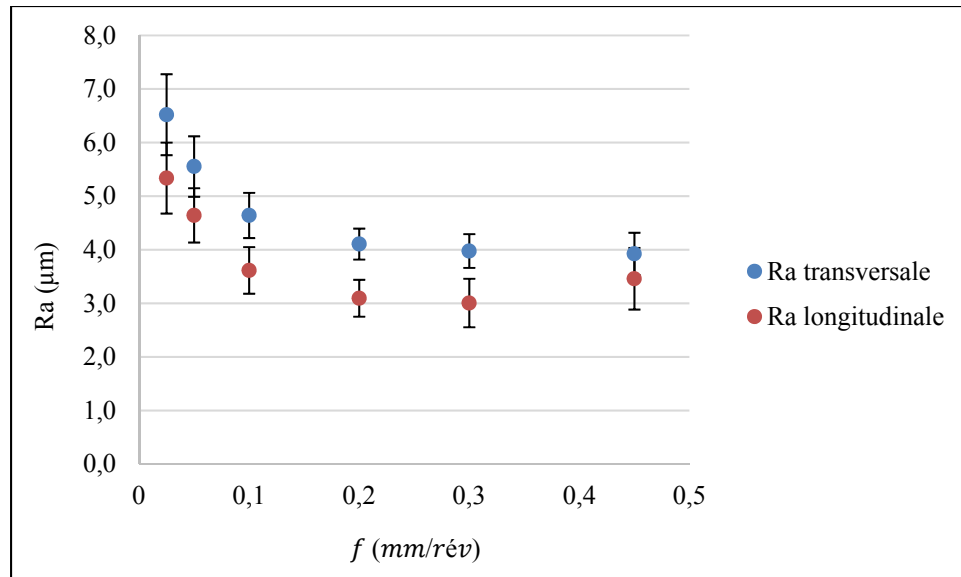


Figure 3.14 Ra_l vs Ra_t en fonction de l'avance indépendamment de Vc et de l'outil de coupe (effet principal de f)

La figure 3.15 illustre la corrélation entre Ra_t et Ra_l en fonction de f pour chaque outil de coupe et chaque angle de fibres. Similairement à l'observation précédente, dans le cas de l'outil #2, les tendances des deux rugosités sont similaires. La rugosité transversale est plus élevée que la rugosité longitudinale pour toutes les orientations de fibre ce qui peut être expliqué par l'architecture même de la surface du composite. Effectivement, les mesures longitudinales se font le long d'un même pli alors que dans l'autre cas, la pointe du stylet parcourt plusieurs plis et alterne matrices et fibres. Concernant les échantillons usinés avec l'outil #1, les résultats sont identiques pour une plage de variation de f de 0,025 à 0,3 mm/rév. Cette observation semble cohérente, l'outil #1 a un profil constant le long de la dent. Il n'imprime alors pas sa géométrie sur la surface détournée contrairement à l'outil #2 dont les profils de coupe sont inversés d'une dent à l'autre. Au-delà, une légère déviation est observée pour une orientation de fibre de $\pm 45^\circ$. Dans ce cas, Ra_l est supérieure à Ra_t . Cela semble logique. Lorsqu'orientées à $\pm 45^\circ$, les fibres sont détachées ou déformées plastiquement lors de la coupe. Ce phénomène est intensifié lorsque f est élevée puisque la puissance de compression appliquée par l'outil sur les fibres est plus élevée. Les fibres sont déformées dans la direction longitudinale (direction d'avance) ce qui augmente Ra_l .

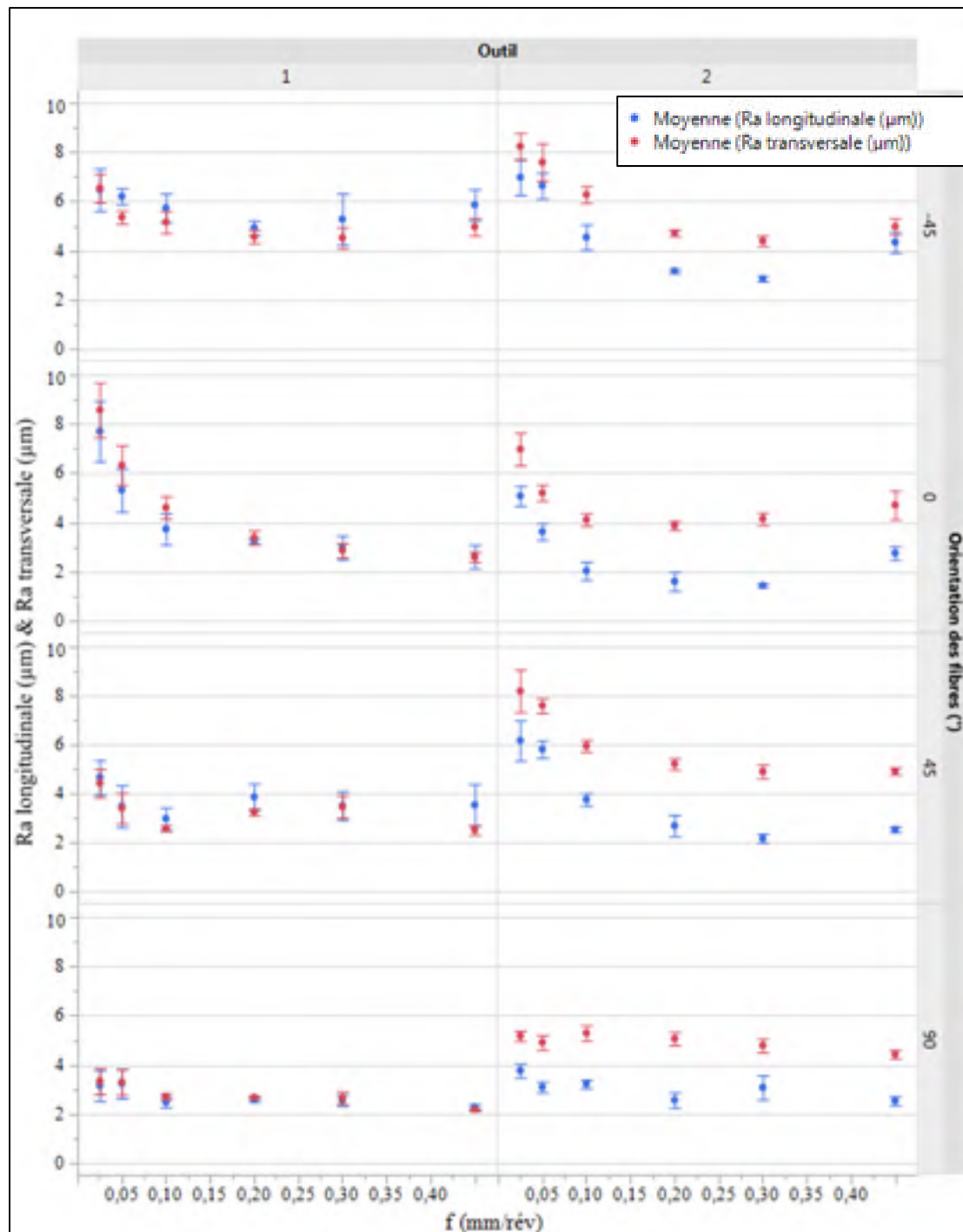


Figure 3.15 Ra_l vs Ra_t en fonction de l'avance pour chaque outil et chaque θ indépendamment de V_c (effet de l'interaction $f \times \theta \times$ outil de coupe)

3.5.1.3 Opposition vs avalant (mesures longitudinales)

Si l'on compare les états de surfaces des sections détournées en opposition et en avalant, on constate une meilleure qualité pour le mode d'usinage en opposition. Ceci est valable pour les deux critères de rugosité à savoir Ra et Rt . La figure suivante représente les moyennes globales de rugosité en fonction du mode d'usinage. En plus de générer des Ra plus élevées, le mode d'usinage en avalant produit des surfaces de qualité très inhomogènes, lorsque comparées au mode d'usinage en opposition (intervalles de confiance deux fois plus larges). Les intervalles de confiance sur les moyennes de Rt pour les deux modes d'usinage se chevauchent. Par conséquent, l'on ne peut pas confirmer l'existence de différence significative entre les deux modes de détournage en ce qui concerne Rt . Ceci est prévisible puisque les résultats obtenus dans tous les cas sont très dispersés.

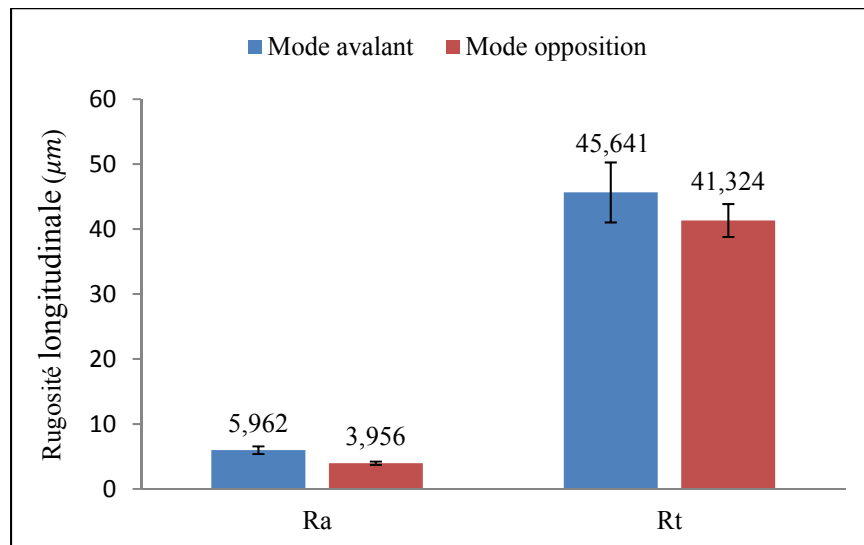


Figure 3.16 Profils de rugosité Ra et Rt en fonction du mode d'usinage

Ces résultats corroborent l'hypothèse rencontrée dans la littérature concernant le détournage des fibres synthétiques de carbone; le mode d'usinage en avalant est à proscrire. Delahaigue (2015) a également confirmé ce résultat suite à des essais de détournage d'un composite lin/époxy.

3.5.2 Profil primaire

Les mesures de la rugosité dépendent fortement de l'emplacement initial de la pointe du profilomètre à cause de la forte dispersion aléatoire des défauts de surface. Les fibres non coupées se rabattent sur la surface usinée. Le palpeur passe donc sur ces fibres ce qui biaise la mesure de la rugosité. Ainsi, la rugosité est sur-estimée. Or, les fibres arrachées conduisent à la surestimation de la rugosité (si le palpeur tombe dans un creux). Pour remédier à ce problème, le profil primaire des surfaces est étudié dans la section suivante.

3.5.2.1 Profil longitudinal Pa

Comme pour la rugosité, le profil primaire Pa est corrélé avec Pt à un niveau de confiance de 95%. Ainsi, optimiser Pa revient à optimiser aussi Pt . Donc seul Pa_l et Pa_t vont être étudiés. Néanmoins, la corrélation entre ces paramètres est plus faible que celle entre Ra et Rt . Elle est tout de même considérée significative (valeur p inférieure à 5% qui représente le seuil de signification) (voir annexe III). La matrice de corrélation suivante en témoigne.

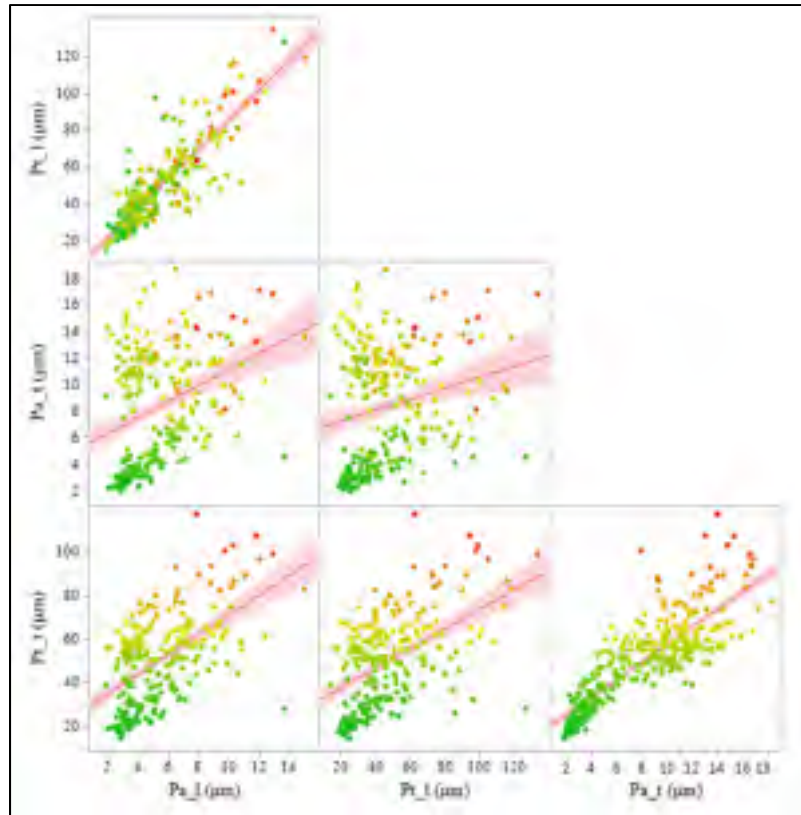


Figure 3.17 Corrélation entre Pa et Pt

Les mêmes constatations que dans le cas de Ra sont faites, ce qui valide la corrélation existante entre Ra et Pa .

Le profil suit une tendance sous forme de parabole lorsque l'avance augmente avec un minimum lorsque l'avance est intermédiaire ($0,3 \text{ mm/rév}$ dans le cas de notre étude) (Voir Figure 3.18). Le pire profil est obtenu pour la plus faible avance. Le profil primaire corrèle fortement avec la vitesse d'avance (Voir Figure 3.18) alors que l'influence de la vitesse de coupe est limitée (Voir Figure 3.19). L'avance f semble être le facteur le plus influent sur l'état de surface du composite lin/époxy. Les variations de Pa en fonction de chacun des facteurs de l'étude sont étroitement semblables aux variations de Ra en fonction de ces paramètres.

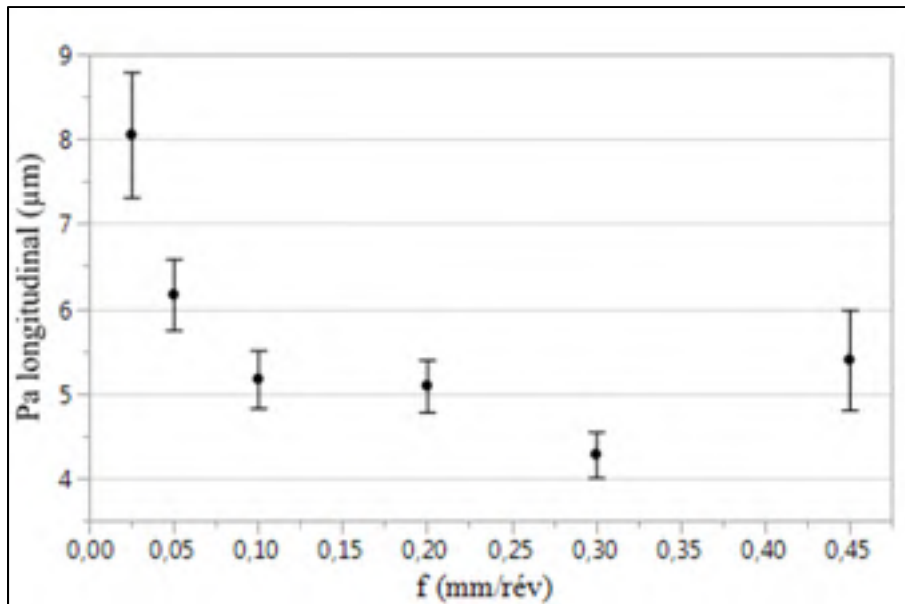


Figure 3.18 P_{a_l} en fonction de f (effet principal)

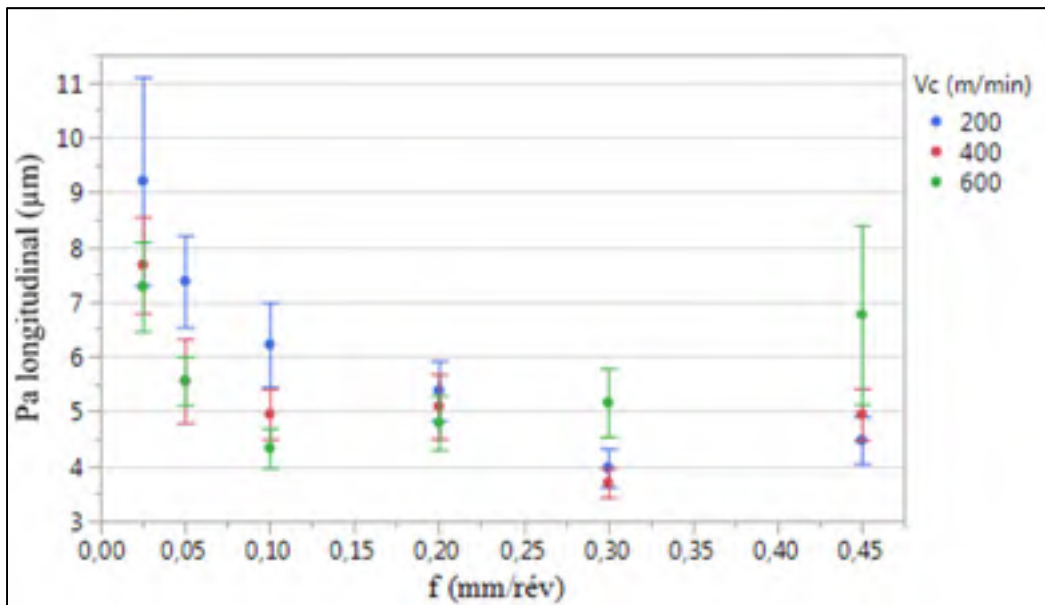


Figure 3.19 P_{a_l} en fonction de l'interaction $f \times V_c$ indépendamment de l'outil de coupe et de θ

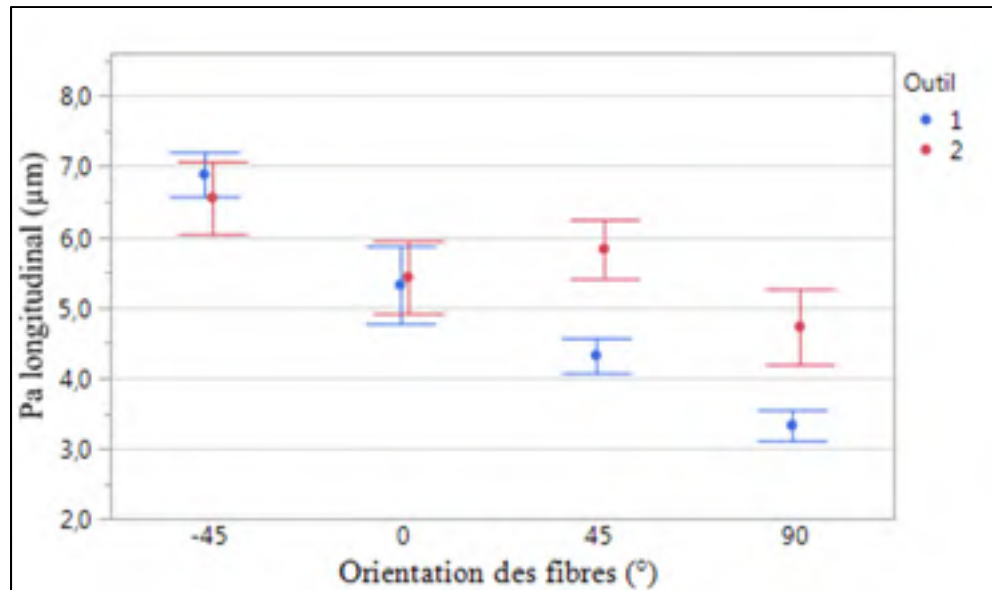


Figure 3.20 Pa_l en fonction de l'interaction $\theta \times$ outil de coupe

Ces résultats nous amènent à l'étude comparative de Pa et Ra afin de valider les observations concernant les corrélations.

3.5.2.2 Profil primaire vs profil de rugosité

L'hypothèse de corrélation du profil primaire et du profil de la rugosité est vérifiée. Le graphique qui suit montre Ra_l et Pa_l en fonction de f . Ce facteur a été choisi pour l'étude de la corrélation puisque tous les résultats obtenus jusqu'ici montrent que c'est un facteur des plus influents sur le fini de surface. Les deux tendances sont quasi parallèles. En outre, les deux comportements sont identiques. Une légère différence est observée avec l'outil #2. En effet, contrairement à l'outil #1 dont le profil des dents est droit, l'outil #2 possède des dents avec des profils inversés et ayant comme angle $\pm 70^\circ$ (non droits). Il affecte donc la surface usinée en y imprimant sa géométrie d'où la différence entre la tendance du profil primaire et du profil de rugosité.

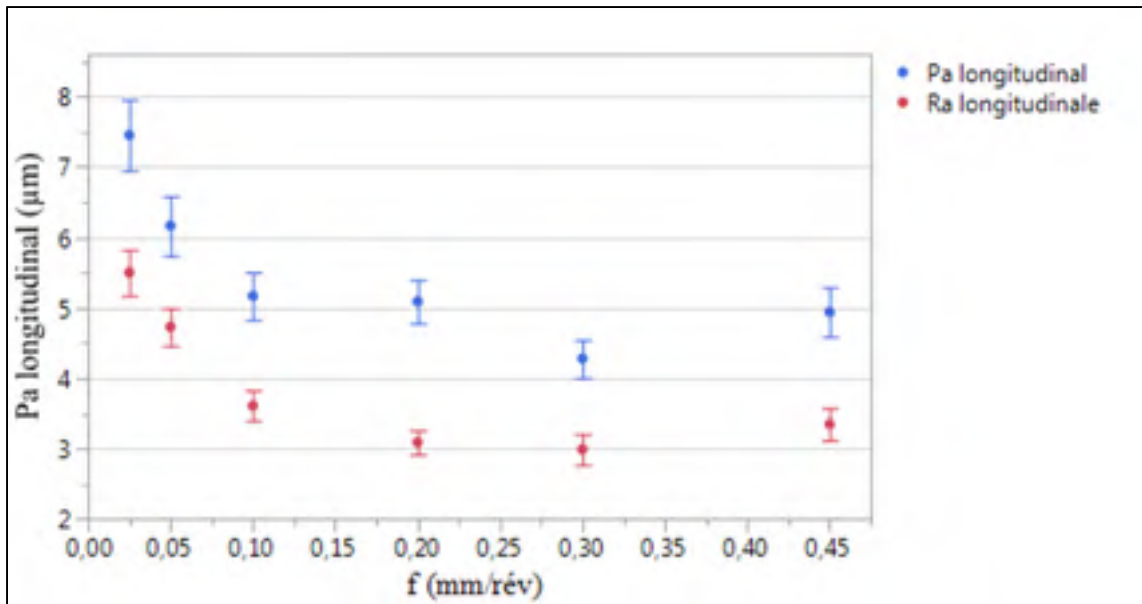


Figure 3.21 Corrélation entre Pa_l et Ra_l

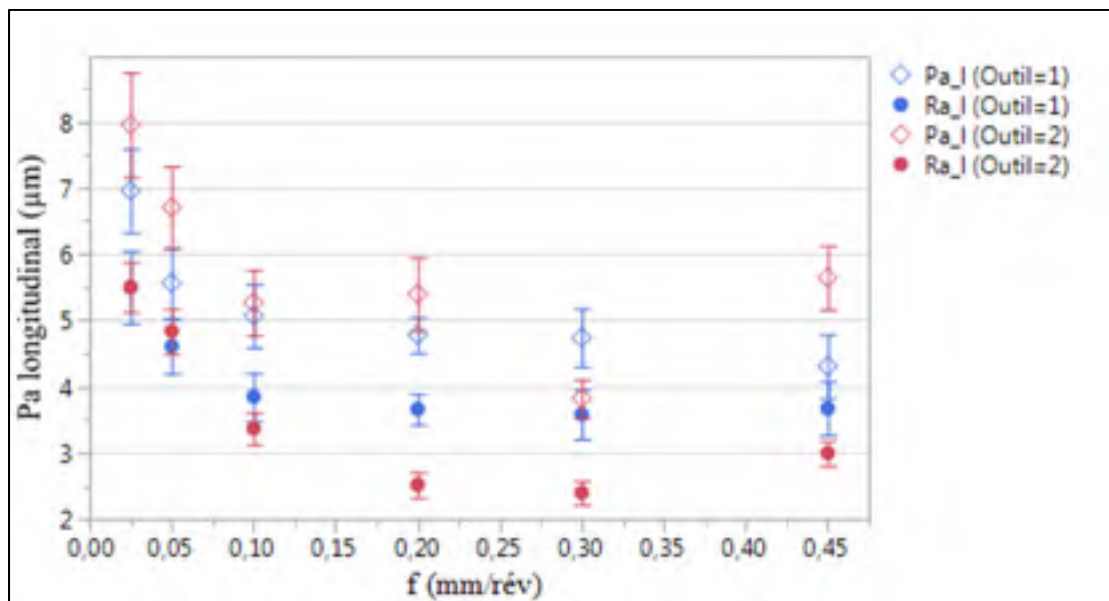


Figure 3.22 Corrélation entre Pa_l et Ra_l en fonction de l'outil de coupe

3.5.3 Résultats du délaminage

Les fibres arrachées et les fibres non coupées, particulièrement les fibres des plis de surface, sont le plus gros défaut des composites à fibres naturelles. Dans cette section, l'influence des paramètres de coupe, de la géométrie de l'outil et de l'orientation des fibres est caractérisée.

Les figures 3.23 à 3.25 montrent l'évolution du facteur de délaminage surfacique (mm^2) du pli supérieur des sections usinées en opposition. Cette évolution est exprimée en fonction de la vitesse d'avance, de la vitesse de la broche, de l'outil de coupe et de l'angle d'orientation des fibres respectivement. Le délaminage est corrélé avec l'avance. Il évolue de la même façon que la rugosité en fonction de f . La valeur de la délamination diminue lorsque f augmente de 0,025 à 0,1 $mm/rév$ et se stabilise ensuite quand f passe de 0,1 à 0,45 $mm/rév$. Il est à noter que pour minimiser le délaminage, il est préférable de détourner avec une vitesse d'avance intermédiaire de 0,2 $mm/rév$ (f_4). Cette avance génère un délaminage significativement plus faible que le délaminage généré par l'avance f_2 (0,05 $mm/rév$) (intervalles de confiance ne se chevauchent pas) contrairement à l'avance f_3 qui n'est pas significativement différente de f_2 . La vitesse de coupe s'avère non significative. Elle n'influence aucunement la délamination. L'orientation des fibres et la géométrie de l'outil de coupe s'avèrent très influentes sur l'aire de la zone délaminée (Ad). Si l'on regarde les résultats de délaminage des sections usinées avec l'outil #1, ce dernier fournit de bien pires résultats que l'outil #2 et ce quelle que soit l'orientation des fibres. Cette hypothèse est prévisible. En effet, l'outil #1 est moins tranchant à cause de son rayon de coupe (5 μm) plus grand que celui de l'outil #2 (4 μm). Un plus faible rayon de coupe favorise la découpe par fracture brusque des fibres empêchant leur déformation plastique. Ceci permet de réduire le nombre et la longueur des fibres non coupées. De plus, la géométrie spéciale de l'outil #2 est destinée à favoriser le cisaillement des fibres. L'orientation des fibres est aussi influente sur le délaminage.

La pire intégrité de surface est obtenue lorsque θ est de -45° pour les deux outils. La meilleure intégrité est obtenue lorsque les fibres sont orientées à 0° puis lorsque θ est de 45° et ensuite pour θ de 90° . Cela peut être expliqué par le comportement de la fibre face à la coupe. À -45°

et 90° , les fibres sont comprimées au contact outil/laminé. Elles fléchissent sous le passage de l'outil, ce qui augmente le nombre de fibres non coupées. Ce phénomène est d'autant plus prononcé lorsqu'il est accompagné d'un phénomène de séparation des fibres élémentaires lorsque θ est de -45° . En revanche, pour les autres orientations, le mode de coupe des fibres est soit par pur cisaillement quand θ est de 45° soit par délaminage parallèlement aux fibres quand θ est de 0° .

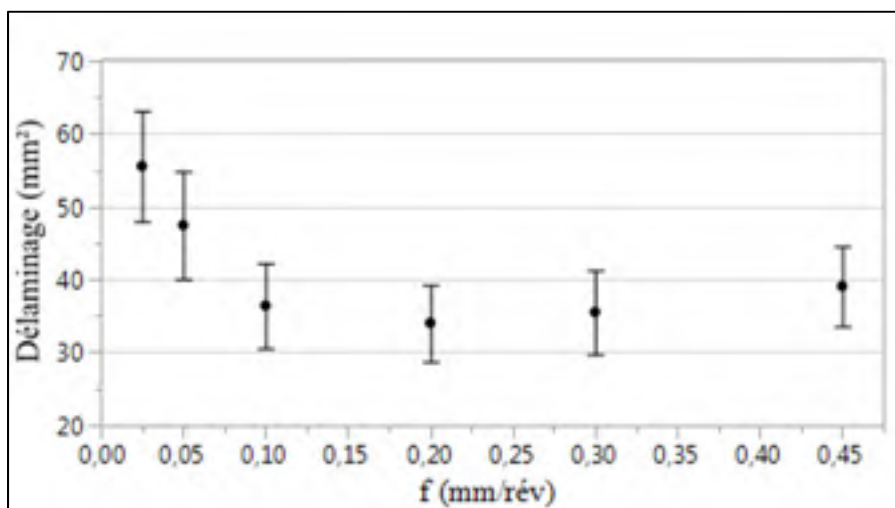


Figure 3.23 Délaminage du pli supérieur usiné en opposition en fonction de l'avance

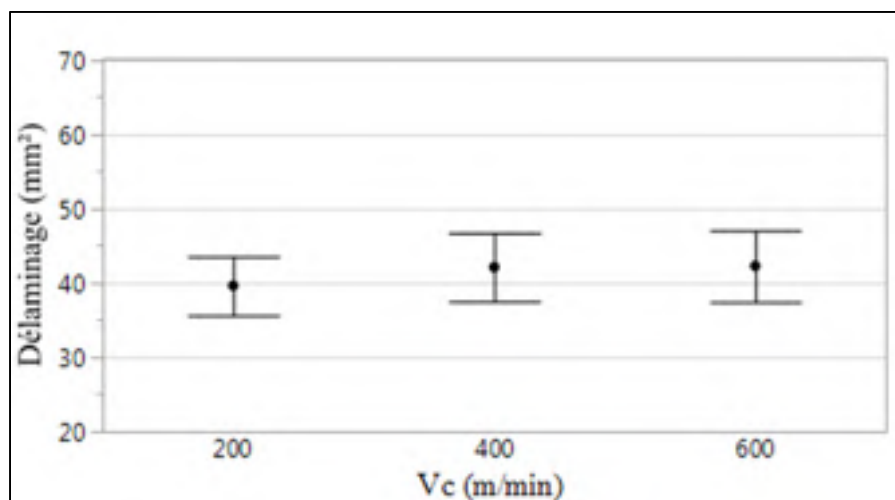


Figure 3.24 Délaminage du pli supérieur en fonction de V_c

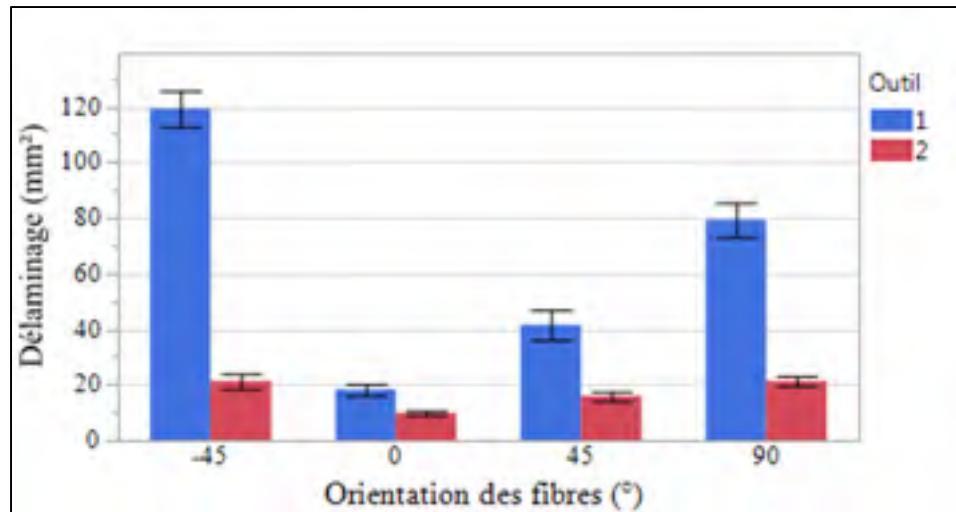


Figure 3.25 Délaminage en fonction de l'outil de coupe et θ indépendamment de f et de V_c

Si l'on analyse l'effet de l'interaction entre l'angle d'orientation des fibres et la vitesse d'avance, le comportement du délaminage est différent en fonction de f et de θ . Lorsque l'avance est à son niveau minimum ($0,025 \text{ mm/rév}$), les trois niveaux d'orientation de fibres -45° , 45° et 90° génèrent le pire délaminage. Les laminés à 0° se distinguent par le meilleur fini de surface vis-à-vis du délaminage. Lorsque f est de $0,05 \text{ mm/rév}$, le délaminage le plus fort est obtenu lorsque θ est de -45° ou de 90° alors que le délaminage le plus faible est encore une fois obtenu lorsque les fibres sont orientées à 0° . L'orientation de 45° génère un délaminage moyen. Sur une plage d'avance de $0,1$ à $0,3 \text{ mm/rév}$, les 4 niveaux de θ sont significativement différents. À f_3 ($0,1 \text{ mm/rév}$), les orientations de 45° et de 90° sont équivalentes. Pour résumer, quelle que soit l'avance, le délaminage le plus élevé est obtenu pour une orientation de fibres de -45° alors que le délaminage le plus faible est obtenu pour un θ égal à 0° . Pour les fibres orientées à -45° , l'avance n'a pas d'influence sur Ad et la dispersion des résultats est la plus élevée. Quant aux autres angles, Ad diminue lorsque f augmente de f_1 à f_3 et se stabilise ensuite.

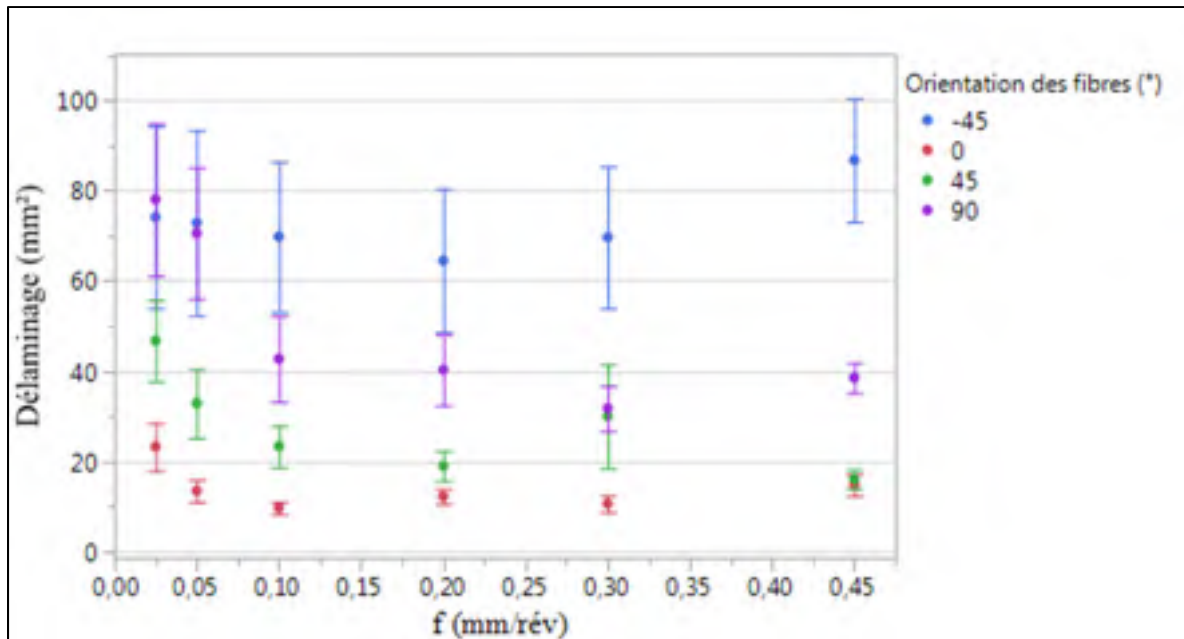


Figure 3.26 Dé laminage en fonction de l'avance pour les différentes θ

À la vue des figures suivantes (Voir Figures 3.27 et 3.28), l'influence de la vitesse de coupe semble être significative dans certains cas spécifiques. Pour les sections usinées avec l'outil #1, le dé laminage le plus élevé est généré par une faible avance indépendamment de θ . Pour les fibres détournées à -45° , la vitesse de coupe est significative lorsque l'avance est élevée. Le dé laminage (Ad) le plus élevé est obtenu lorsque Vc est de 600 m/min . Les deux autres niveaux de Vc sont équivalents et génèrent un faible niveau de dé laminage. Pour les fibres orientées à 0° et 90° , le même phénomène apparaît quelle que soit la vitesse de coupe, mais avec beaucoup moins d'ampleur. Pour les fibres à 45° , lorsque la vitesse de coupe est de 400 m/min , Ad décroît linéairement avec f (dans la plage de l'expérimentation). Dans tous les autres cas, les points oscillent autour de la moyenne sans aucune tendance. Les barres de confiance de ces courbes représentent, pour chaque point expérimental, l'étendue sur les deux valeurs (deux répétitions) correspondantes.

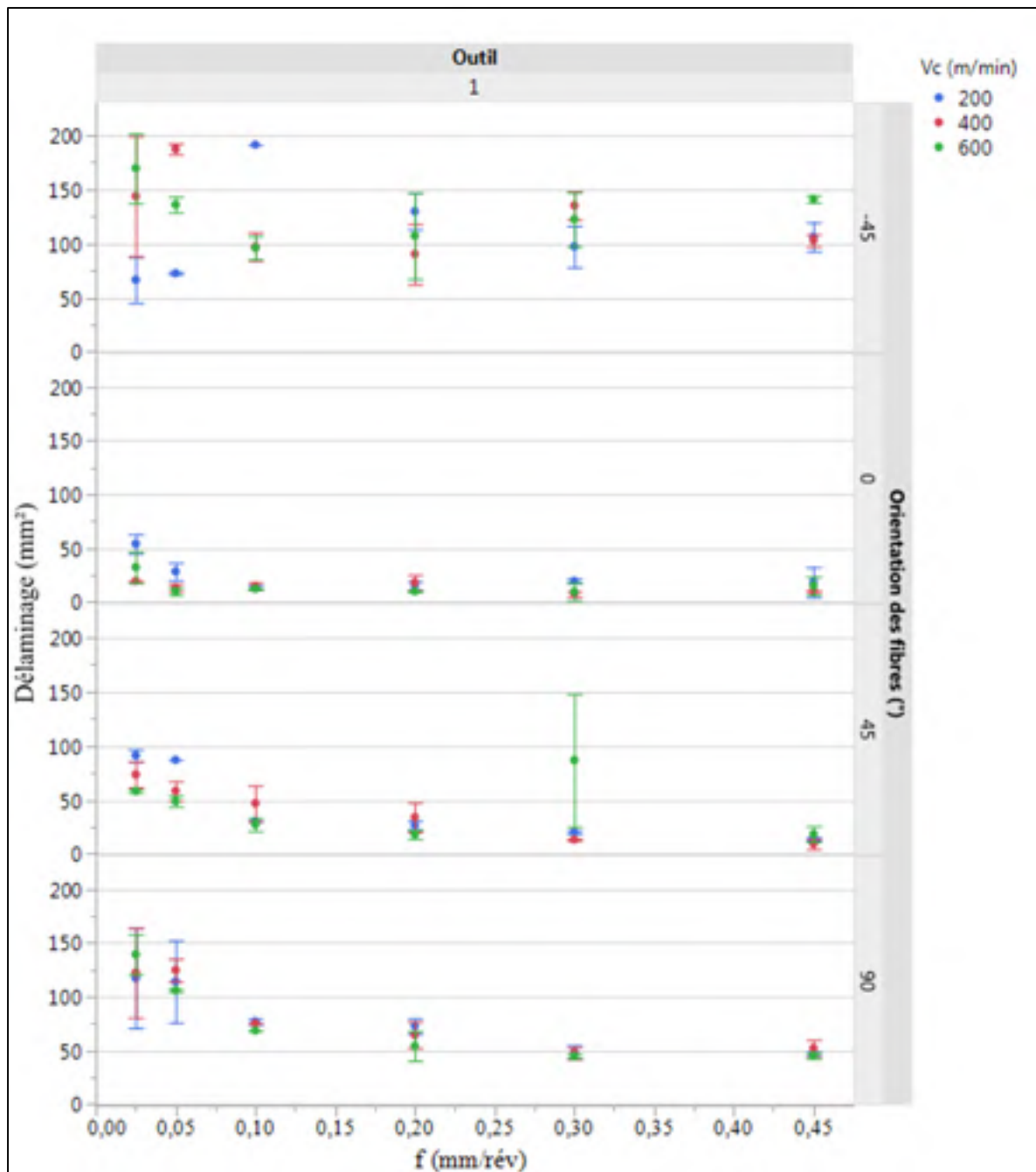


Figure 3.27 Délaminage des sections usinées avec l'outil #1 en fonction de f dépendamment des facteurs de l'étude

Pour les échantillons usinés avec l'outil #2, les tendances sont similaires à celles obtenues avec l'outil #1 pour les fibres orientées à 0° et 90°. Or, pour les deux autres orientations, les tendances lorsque V_c est de 200 m/min et de 600 m/min sont inversées. En d'autres termes,

pour ces orientations, l'évolution de Ad des sections usinées avec l'outil #1 à une vitesse de coupe de 200 m/min est similaire à l'évolution de Ad des sections usinées avec l'outil #2 à une vitesse de coupe de 600 m/min et vice versa. Ceci pourrait être expliqué par la géométrie de l'outil de coupe et le mode de découpe. Effectivement, lorsque V_c (600 m/min) augmente, la quantité de matière à découper à la fois augmente. Le temps de contact fibres/outil diminue (la pression exercée par l'arête de coupe sur les fibres diminue) ce qui défavorise le cisaillement des fibres. Ces dernières fléchissent et passent sous l'outil de coupe sans être coupées lorsque détournées avec l'outil #1. Comme résultat, Ad augmente. En revanche, l'outil #2 est conçu pour travailler en cisillant les fibres. Le pire scénario de coupe de l'outil #1 semble être le meilleur scénario de l'outil #2. Il faudrait être vigilant vis-à-vis de ce résultat. En effet, les points expérimentaux construisant ces graphes correspondent à la moyenne de seulement deux résultats. Étant donné la variabilité et la forte dispersion caractéristiques des résultats obtenus avec les composites à fibres naturelles, ces résultats peuvent être biaisés. Dans le cas des fibres orientées à 45° et lorsque f est de $0,3\text{ mm/rév}$, l'intervalle de confiance (l'étendue) est très large ce qui laisse croire à un biais de résultats. Une analyse statistique sera effectuée dans la section 3.7 afin de vérifier ces hypothèses.

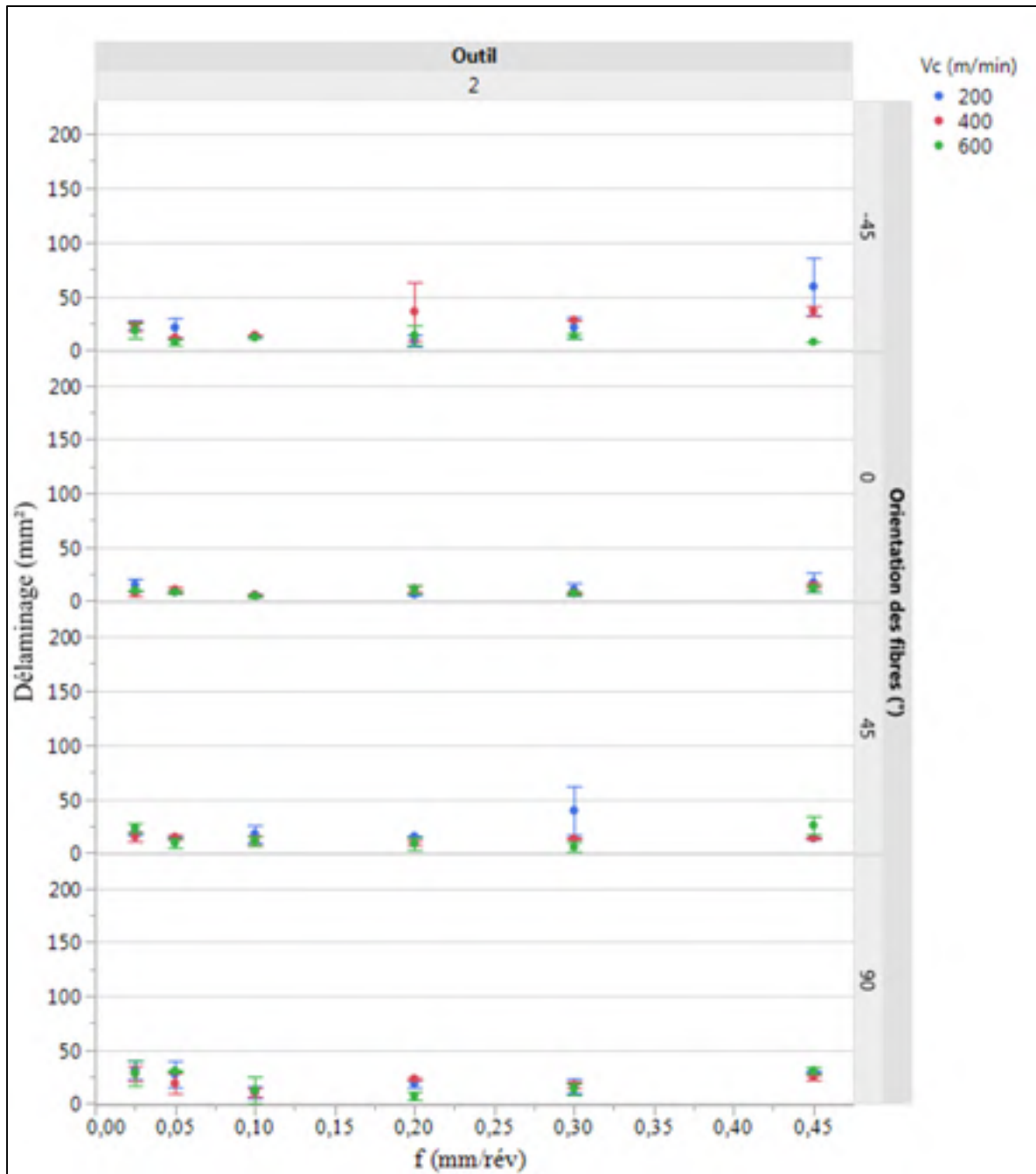


Figure 3.28 Délaminage des sections usinées avec l'outil #2 en fonction de f dépendamment des facteurs de l'étude

Le type II du délaminage (fibres non coupées) est le défaut le plus fréquent suite à l'usinage des composites lin/époxy. Dans le pire des cas, les fibres sont assez denses et dépassent de

10 *mm* de la surface dans le cas des fibres orientées à -45° et de 5 *mm* de la surface dans le cas des fibres orientées à 90° .

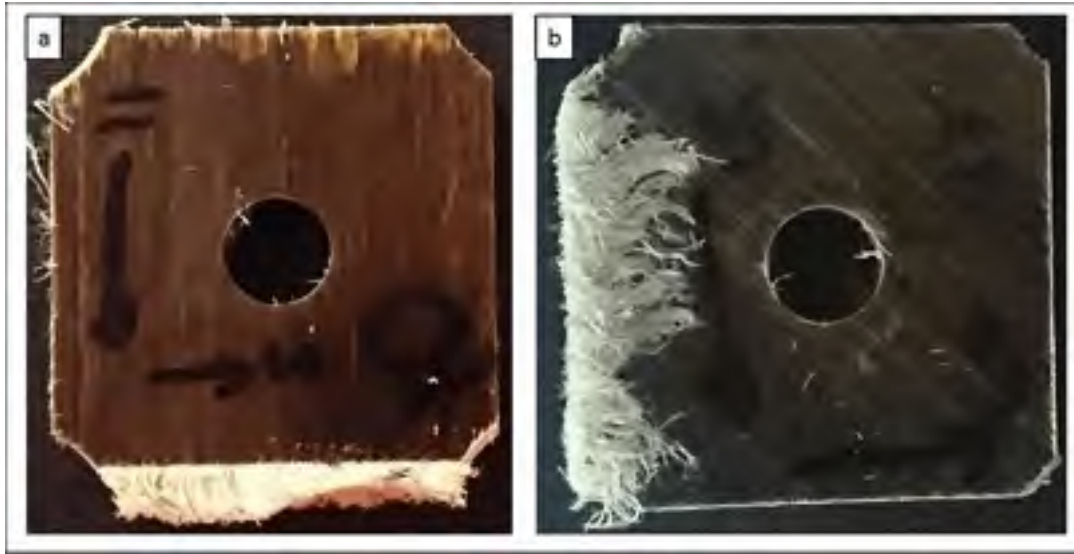













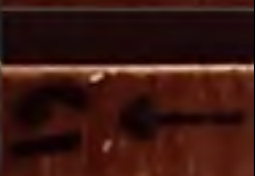





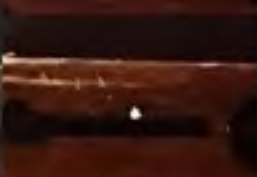







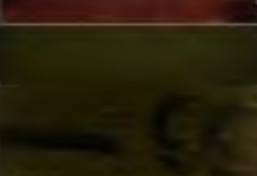


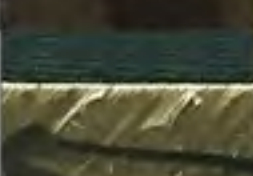



Figure 3.29 Pire état du délaminage de type II lorsque θ est de : a) 90° et b) -45°

Les tableaux 3.3 et 3.4 représentent quelques clichés d'échantillons pour des conditions de coupe bien précises. Ces clichés confirment les conclusions faites ci-haut. En somme, l'outil #2 coupe mieux avec beaucoup moins de fibres non coupées. De plus, pour les échantillons détournés avec l'outil #1, le pire état de surface est obtenu lorsque les fibres sont orientées à -45° et le meilleur état de surface est atteint lorsque θ est de 0° . On peut même remarquer le niveau élevé de délaminage occasionné lorsque θ est de 45° et l'avance est de 0,3 *mm/rév* (Voir tableau 3.3 et Figure 3.27). Le pire niveau de délaminage est obtenu lorsque f est faible. Il diminue lorsque l'avance augmente de 0,025 à 0,1 *mm/rév* puis se stabilise. Cette tendance est bien visible lorsque θ est de -45° mais elle est moins évidente pour les autres orientations de fibres. Quant au cas de l'outil #2, la différence entre les échantillons n'est pas assez significative.

Tableau 3.3 Fini de surface des sections usinées avec l'outil #1
en fonction de θ , de f et de V_c (X20)

	-45°	0°	45°	90°
$f = 0,025$ <i>mm/rév</i> $V_c = 600$ <i>m/min</i>				
$f = 0,05$ <i>mm/rév</i> $V_c = 600$ <i>m/min</i>				
$f = 0,1$ <i>mm/rév</i> $V_c = 600$ <i>m/min</i>				
$f = 0,3$ <i>mm/rév</i> $V_c = 600$ <i>m/min</i>				
$f = 0,45$ <i>mm/rév</i> $V_c = 600$ <i>m/min</i>				
$f = 0,05$ <i>mm/rév</i> $V_c = 200$ <i>m/min</i>				
$f = 0,2$ <i>mm/rév</i> $V_c = 200$ <i>m/min</i>				
$f = 0,45$ <i>mm/rév</i> $V_c = 200$ <i>m/min</i>				

Tableau 3.4 Fini de surface des sections usinées avec l'outil #2
en fonction de θ , de f et de V_c (X20)

	-45°	0°	45°	90°
$f = 0,025$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,1$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,3$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,2$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				

3.6 Résultats de l'usinabilité

L'objectif de cette partie est de caractériser l'usinabilité des composites à fibres de lin et matrice thermodurcissable. Cette caractérisation est basée sur deux aspects : les efforts de coupe et l'usure de l'outil de coupe.

3.6.1 Forces de coupe

L'analyse des résultats des efforts de coupe en fonction de la géométrie de l'outil de coupe (*Voir Figure 3.30*) montre que l'effort d'avance est largement influencé par l'outil de coupe. L'effort le plus faible est généré par l'outil #2. Cette influence est d'autant plus prononcée pour l'effort passif. Dans ce cas, l'outil #1 génère une force axiale quasiment nulle grâce à son angle d'hélice nul et ses profils droits. L'outil #2, induit une force axiale faible non nulle de l'ordre de 30 N. F_p doit être maximale afin d'assurer le maintien en position en tout temps de la plaque (F_p est orientée de la broche vers la plaque). L'outil #2 assure donc les meilleurs résultats en termes d'effort passif. Quant à l'effort normal à la surface détournée, l'outil ne semble avoir aucune influence.

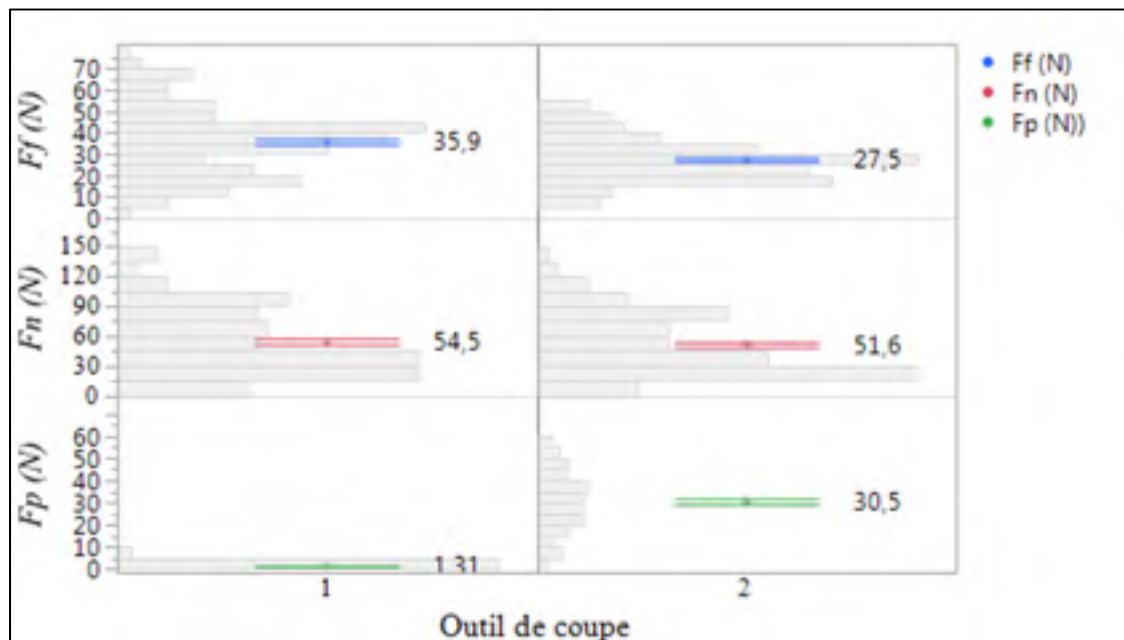


Figure 3.30 Efforts de coupe en fonction de l'outil

Quel que soit l'outil de coupe, les efforts de coupe sont très faibles et n'excèdent jamais 80 N. Cela confirme le fait que ce matériau est facilement usinable. Une forte corrélation existe entre les efforts de coupe et l'avance (*Voir* Figure 3.31). F_n augmente quasi linéairement avec l'avance. De manière générale, la force d'avance augmente lorsque f augmente de 0,025 mm/rév à 0,1 mm/rév, se stabilise lorsque f varie de f_3 à f_5 puis croît de nouveau lorsque f passe de f_5 à f_6 . L'effort axial, quant à lui, suit une tendance parabolique avec un maximum pour f variant entre 0,1 et 0,3 mm/rév.

Contrairement à la vitesse d'avance, la vitesse de coupe n'a pas d'influence sur F_f et F_n . Néanmoins, le niveau supérieur de V_c (600 m/min) semble se distinguer vis-à-vis de F_p . Son influence est positive ce qui contribue à augmenter la force axiale. Il est tout de même prudent de signaler que V_{c3} , bien qu'elle soit significativement différente de V_{c2} , est équivalente à V_{c1} . Donc, pour maximiser F_p , la vitesse de coupe devrait être de 600 m/min alors que pour la minimiser, V_c devrait être égale à 400 m/min.

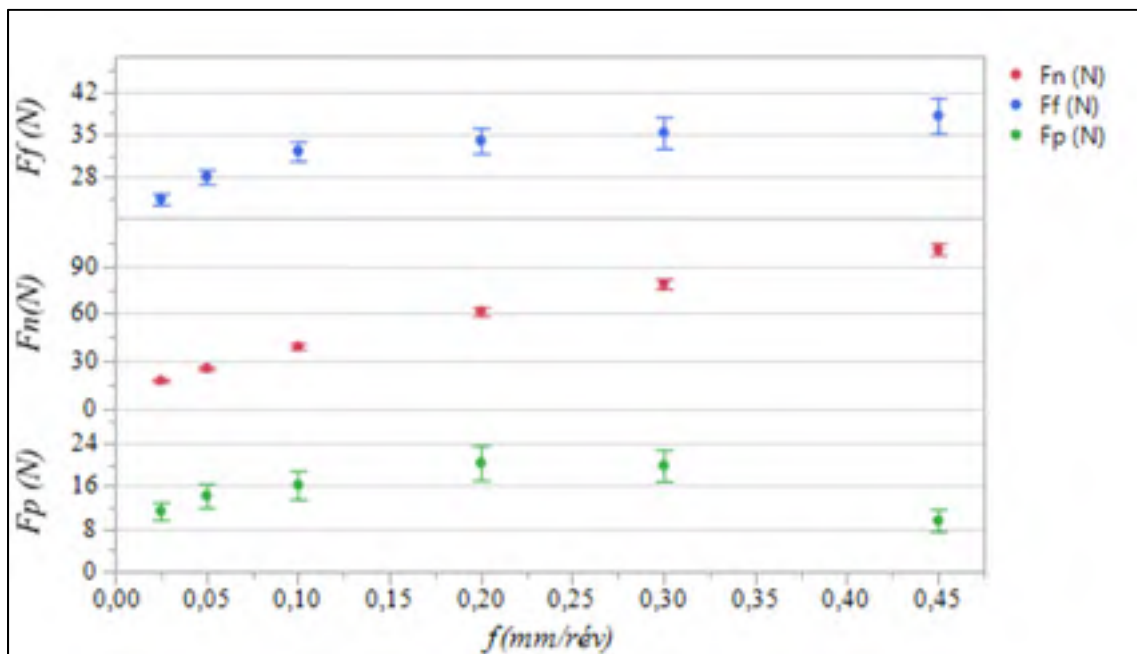


Figure 3.31 Efforts de coupe en fonction de f

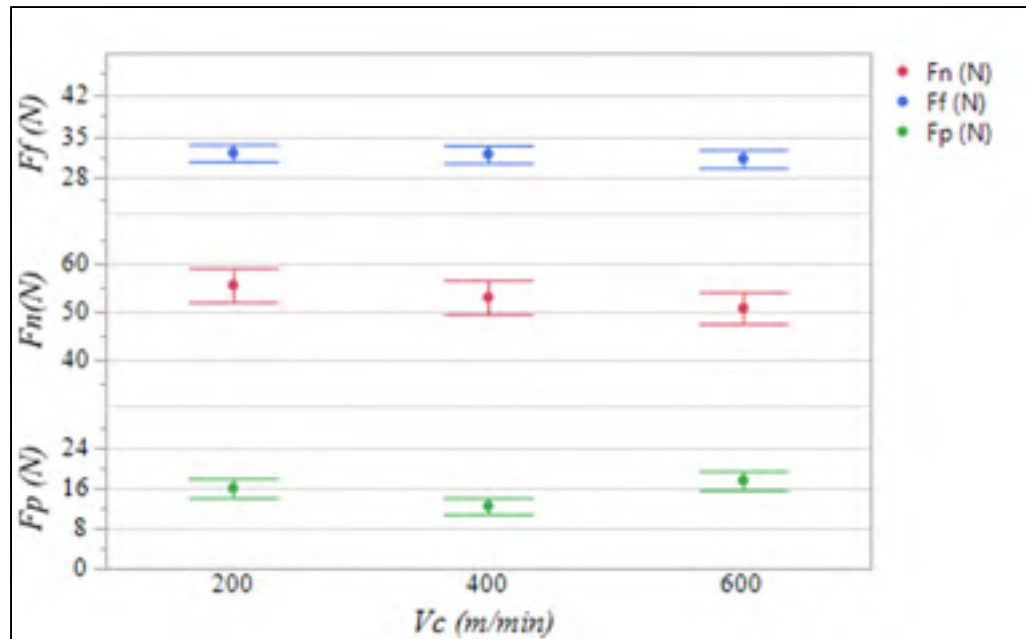


Figure 3.32 Efforts de coupe en fonction de V_c

Similairement au comportement de Ra en fonction des paramètres de coupe, V_c semble avoir une faible influence, qui ne doit pas être négligée, lorsqu'elle interagit avec f . Cette influence existe pour les valeurs extrêmes (f_1 et f_6) et pour les valeurs critiques (f_3 et f_4) de f . L'effort axial et l'effort normal les plus faibles, lorsque f est soit minimale ou maximale et lorsque V_c est significative, sont générés pour une forte vitesse de coupe. En ce qui concerne F_p , V_{c1} et V_{c2} sont équivalentes et génèrent l'effort axial le plus faible. Ce dernier augmente lorsque V_c augmente de V_{c2} à V_{c3} . Néanmoins, cette variation est faible ($\approx 5N$). Elle reste de l'ordre de grandeur de la précision de la table de mesure.

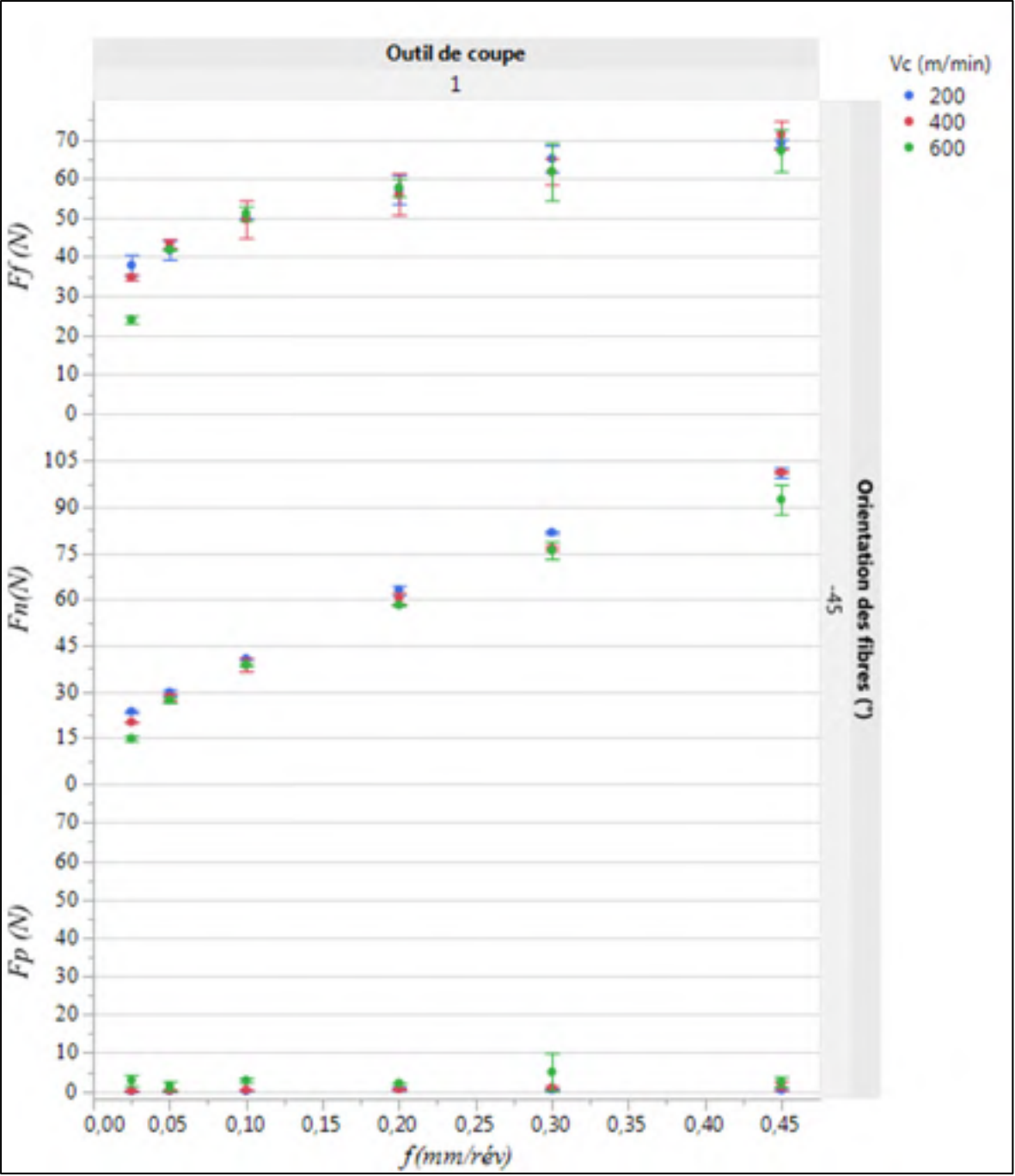


Figure 3.33 Efforts de coupe de l’outil #1 en fonction de f et V_c ($\theta = -45^\circ$)

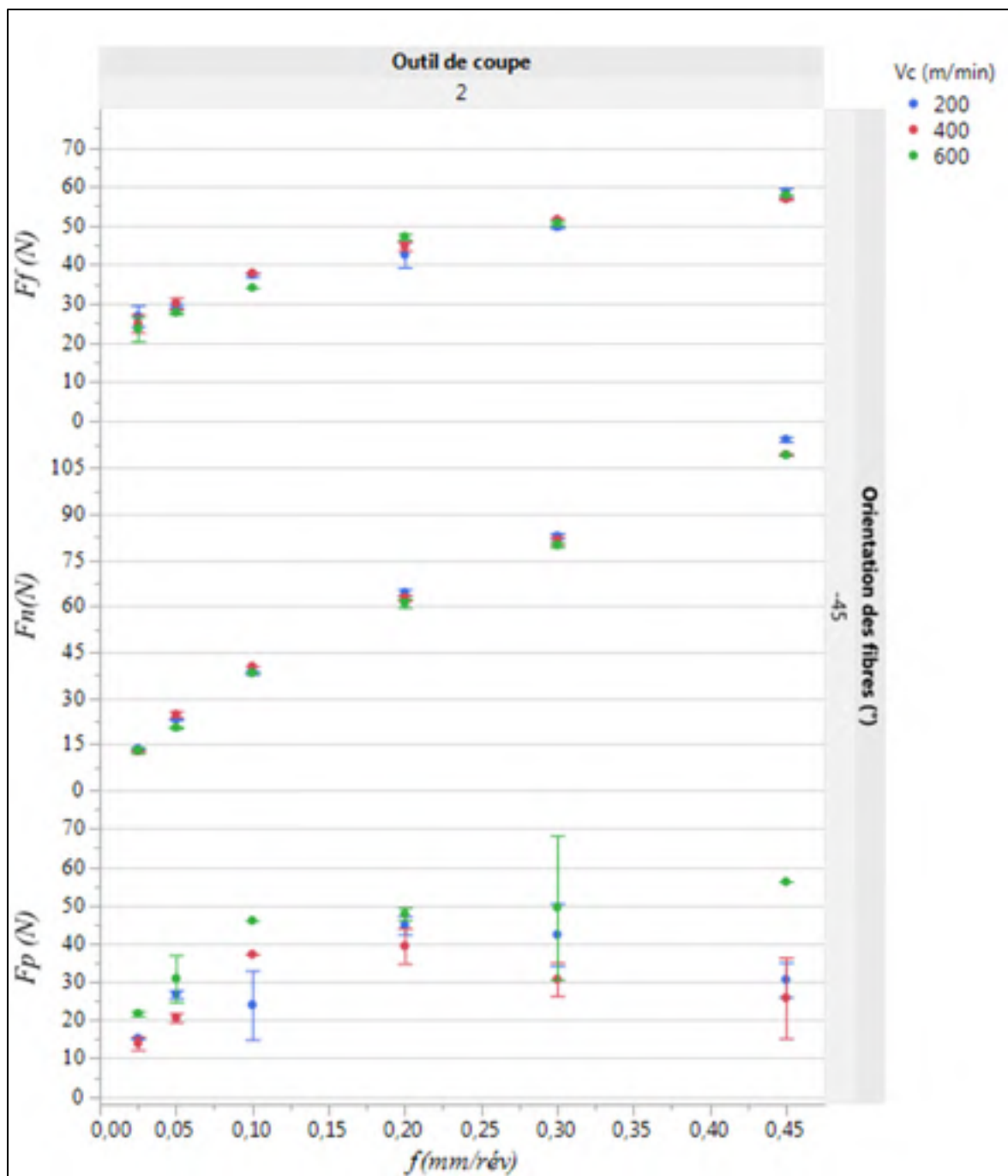


Figure 3.34 Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et V_c ($\theta = -45^\circ$)

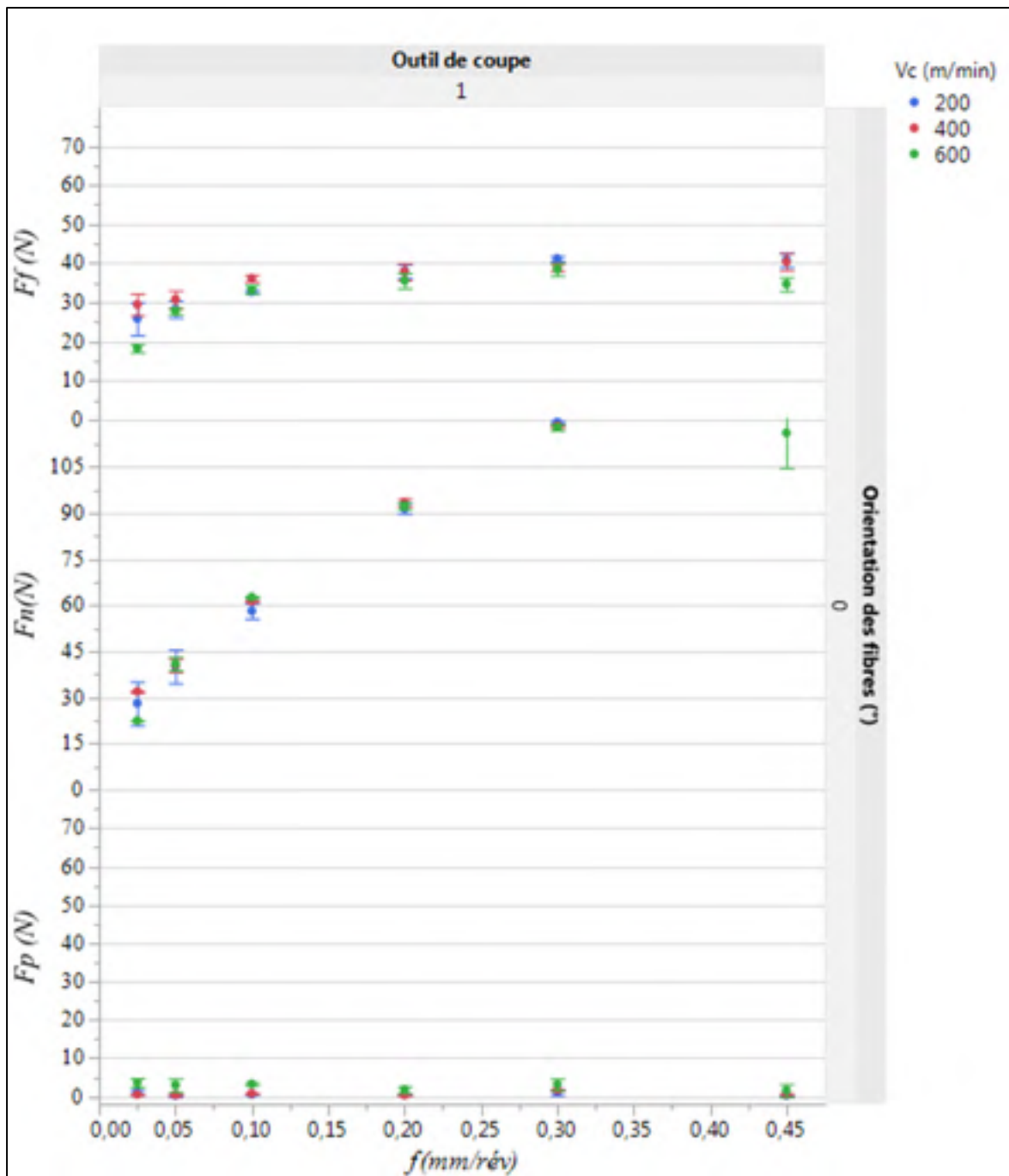


Figure 3.35 Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et V_c ($\theta = 0^\circ$)

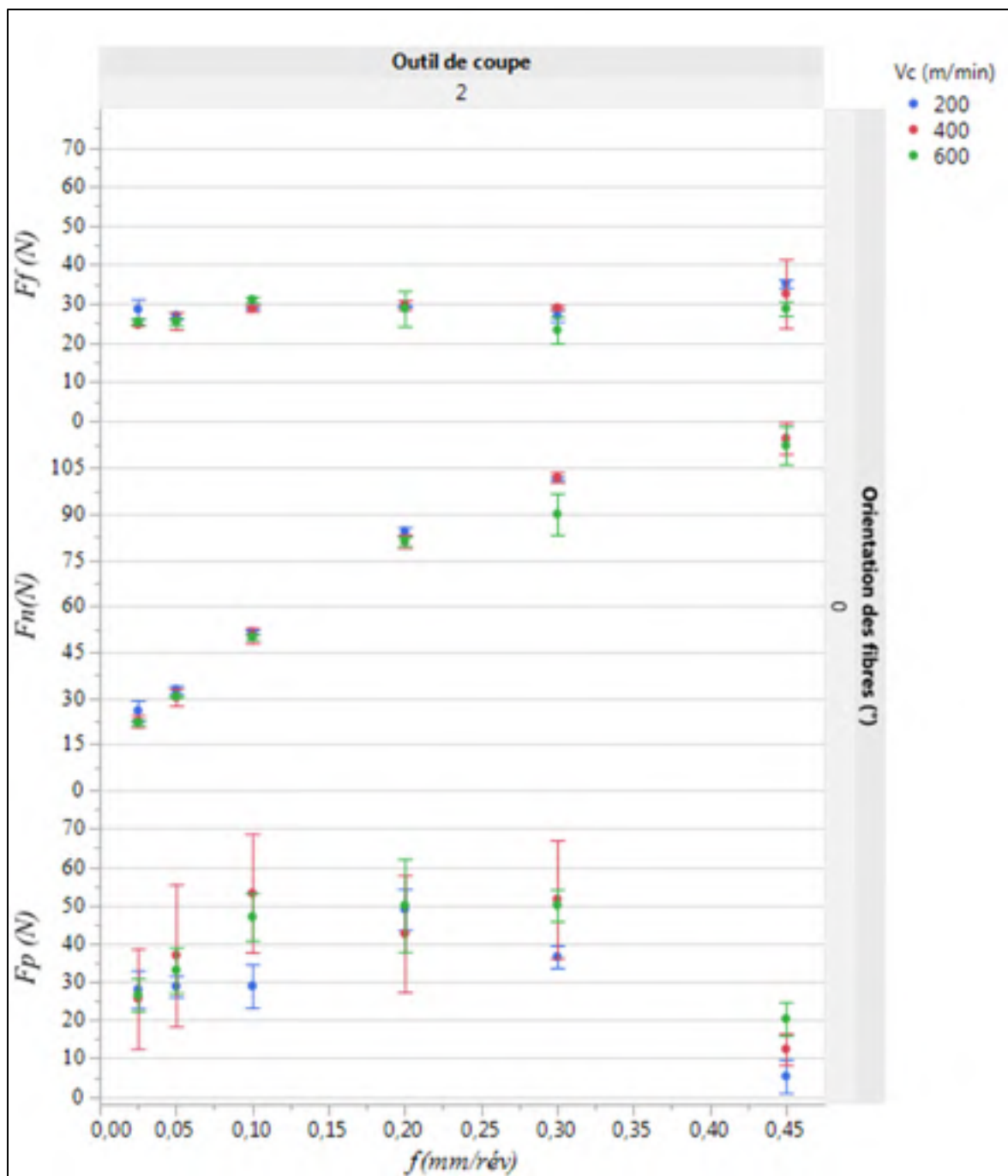


Figure 3.36 Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et V_c ($\theta = 0^\circ$)

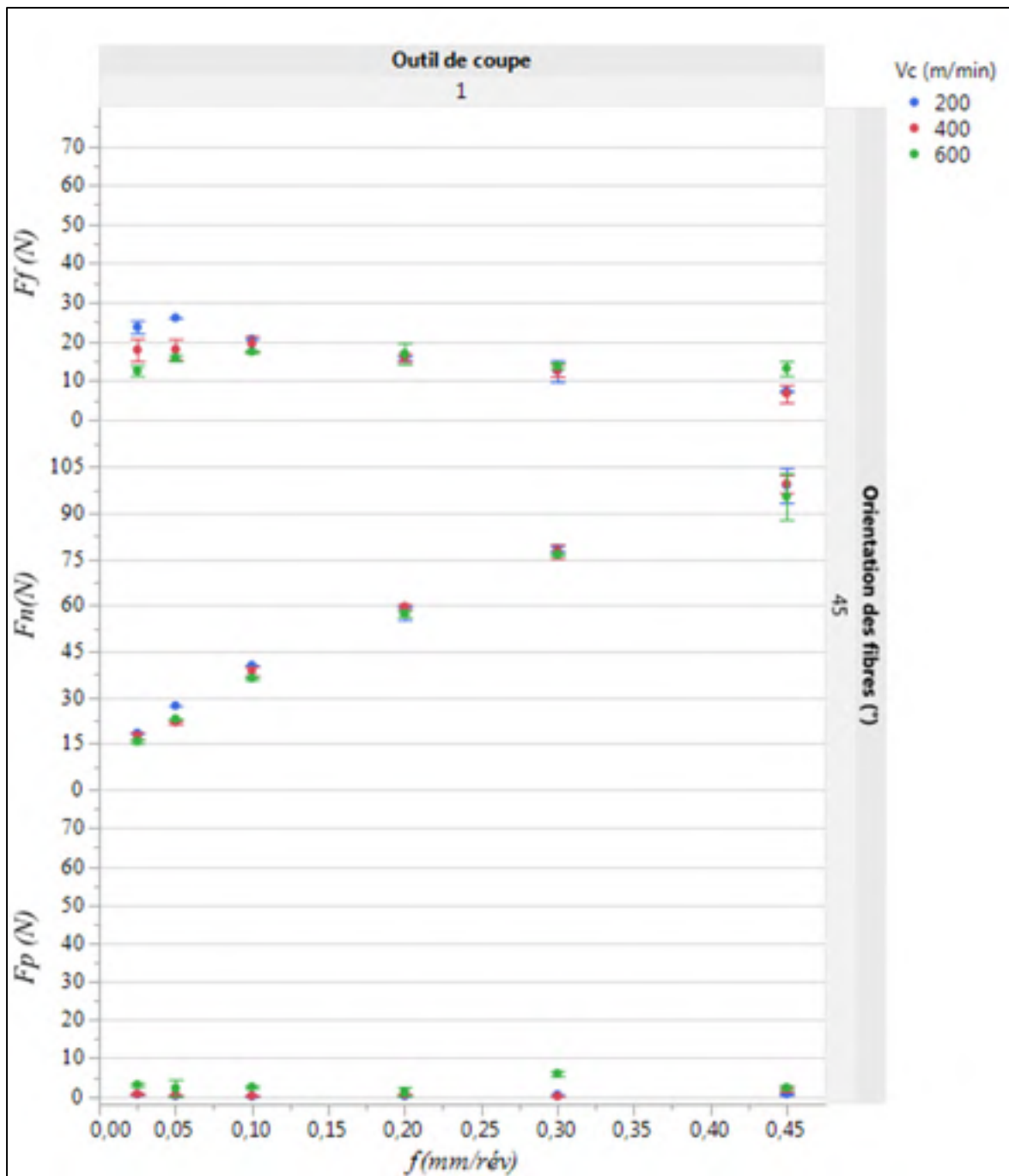


Figure 3.37 Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et V_c ($\theta = 45^\circ$)

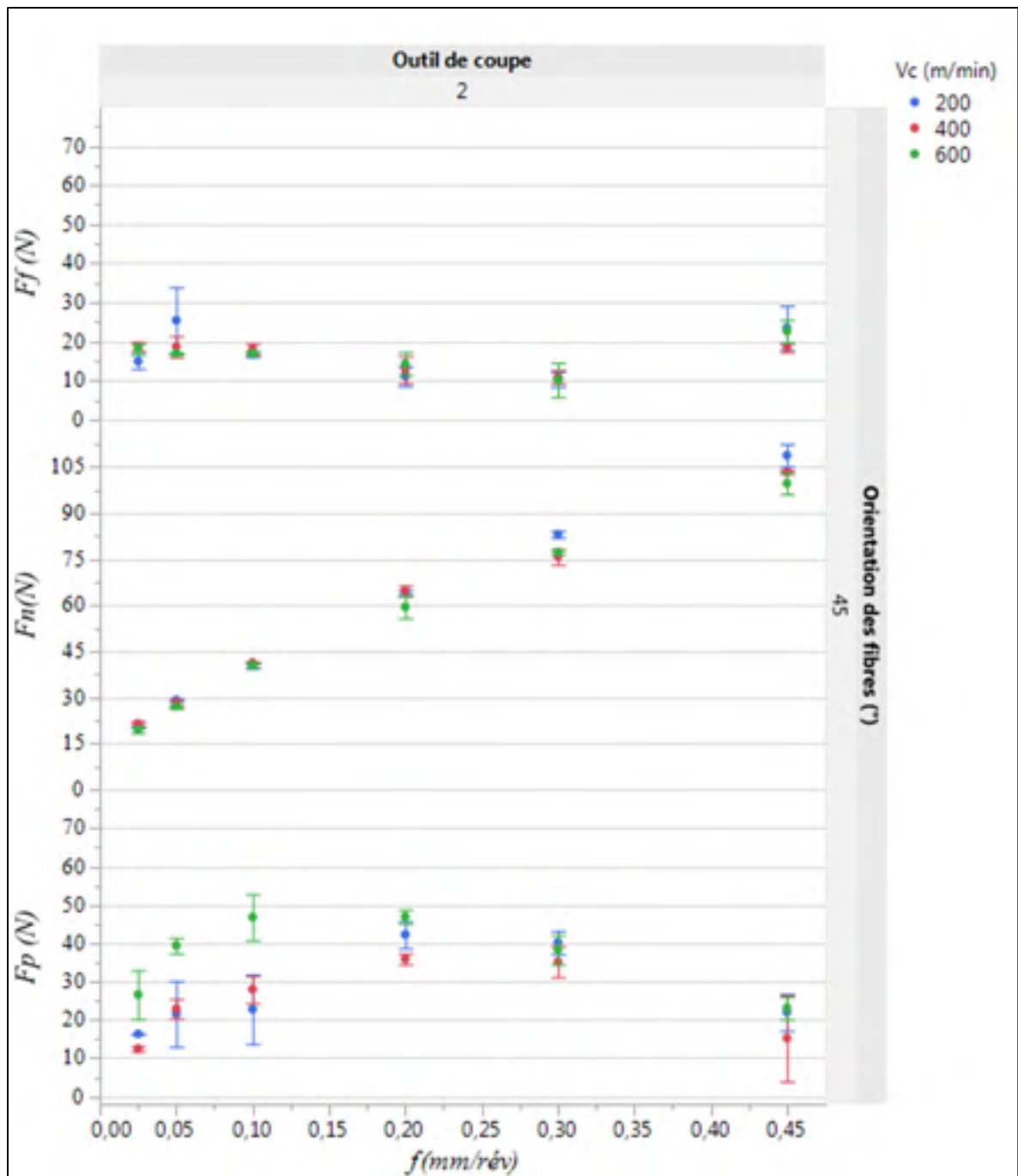


Figure 3.38 Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et V_c ($\theta = 45^\circ$)

Un comportement exceptionnel est observé lorsque les fibres sont orientées à 45° . F_f évolue de manière parabolique en fonction de f pour l'outil #2. Pour cet outil, la tendance est parabolique avec une valeur minimale lorsque f varie de 0,2 à 0,3 mm/rév. Pour l'outil #1,

un maximum de Ff est atteint lorsque f varie de 0,1 à 0,2 $mm/rév$ quand Vc est de 600 m/min . Lorsque Vc est de 400 m/min , le maximum est atteint avec une faible avance (f entre 0,025 $mm/rév$ et 0,1 $mm/rév$). Enfin, avec une faible vitesse de coup, l'effort d'avance maximum est généré lorsque f est de 0,05 $mm/rév$. L'effort d'avance le plus faible est obtenu pour une avance élevée et une vitesse de coupe faible à intermédiaire.

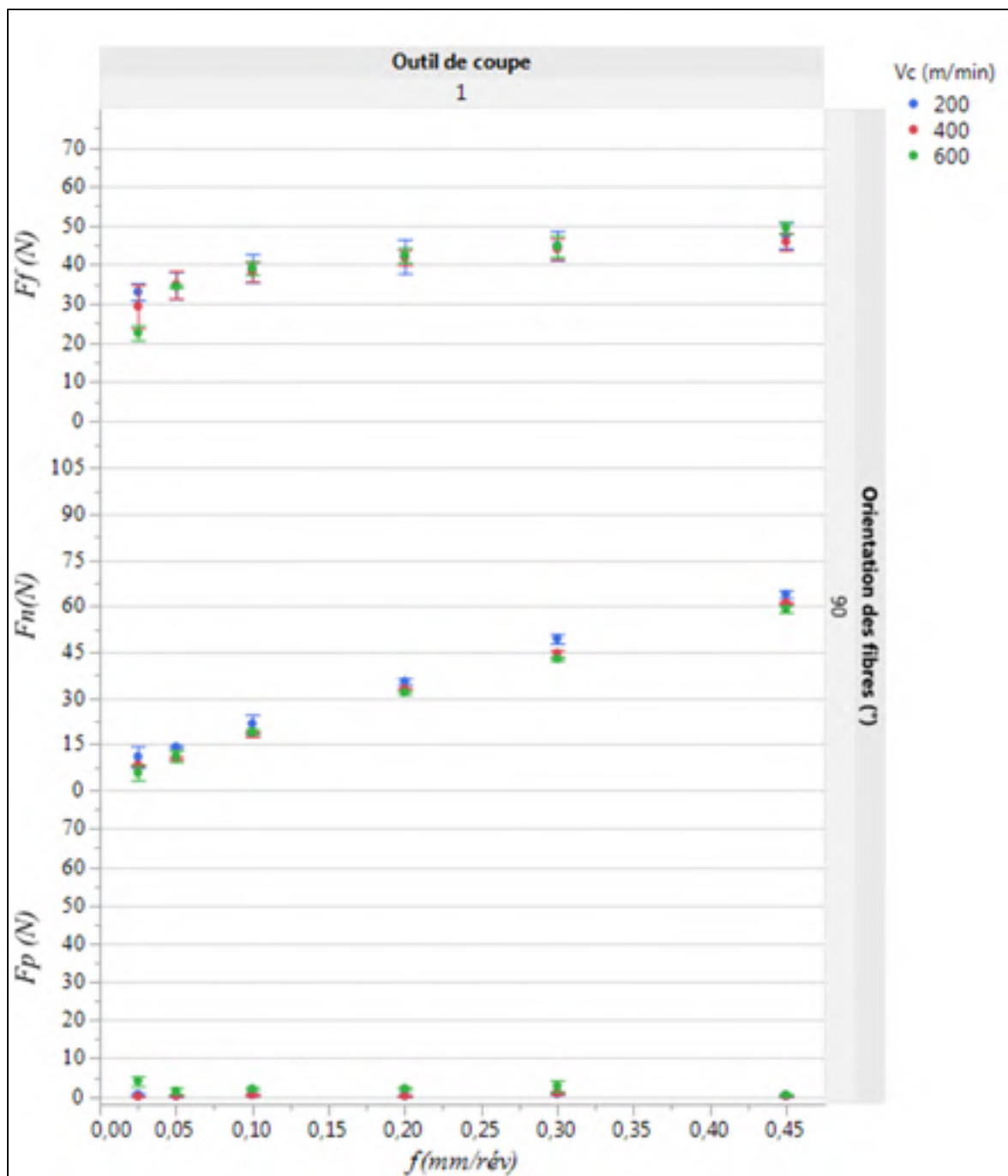


Figure 3.39 Efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de f et V_c ($\theta = 90^\circ$)

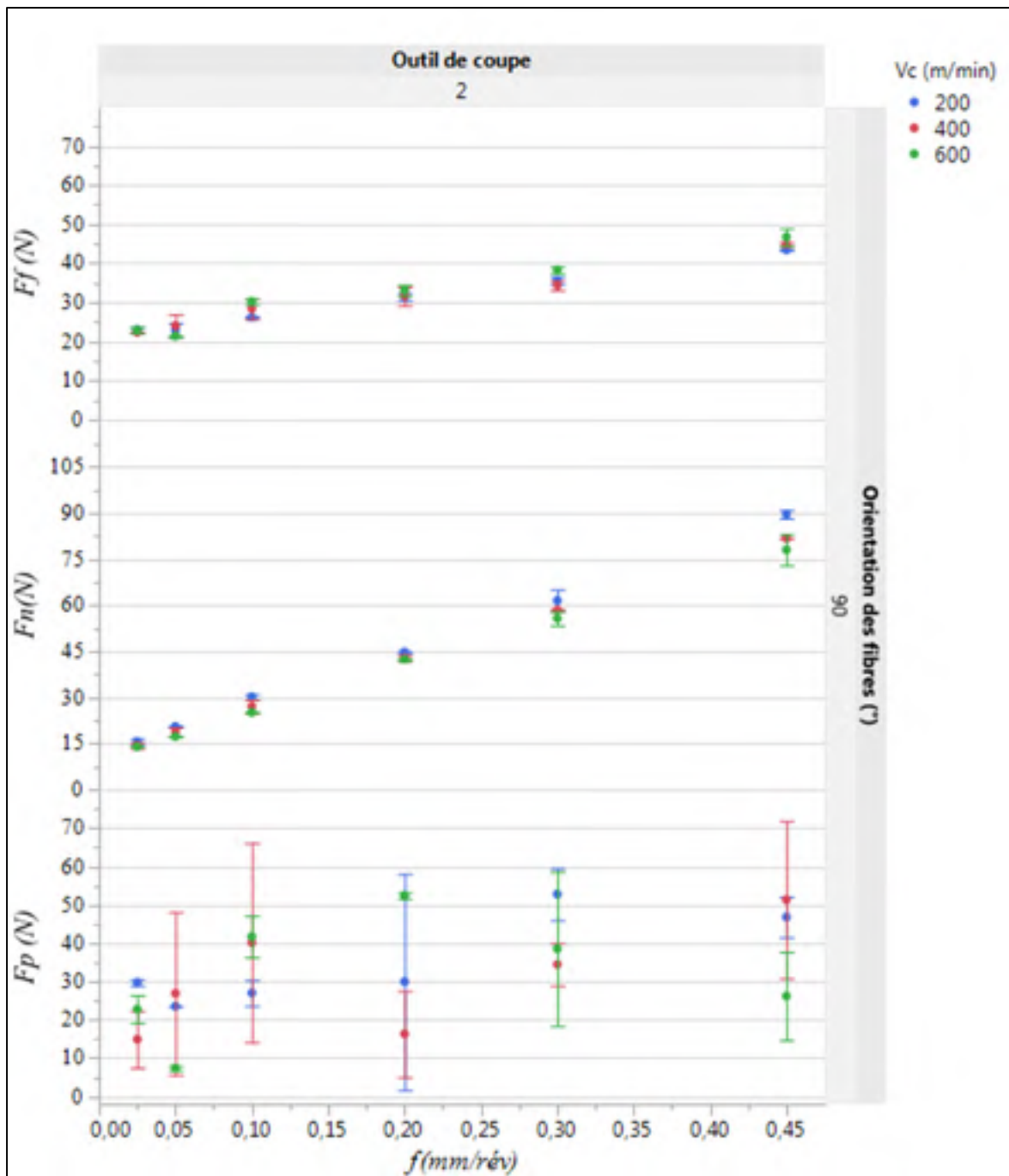


Figure 3.40 Efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de f et V_c ($\theta = 90^\circ$)

En somme, les efforts d'avance sont influencés par, principalement, la vitesse d'avance. Les efforts de coupe dans la direction normale corrélient avec l'avance. Ils augmentent linéairement avec ce facteur. Les forces axiales sont fonction de l'avance et de la vitesse de coupe. Elles

atteignent une valeur maximale lorsque l'avance est intermédiaire (entre 0,1 et 0,3 $mm/rév$) si la découpe se fait avec l'outil #2. Elles sont quasi nulles dans le cas de l'outil #1. La vitesse de coupe influence F_f exclusivement lorsque f est à un niveau faible ou élevé. Cela n'empêche que l'influence de V_c reste très faible.

La figure suivante (Voir Figure 3.41) illustre la variation des efforts de coupe en fonction de l'angle d'orientation des fibres. Les efforts générés suite à une découpe avec l'outil #2 sont légèrement plus faibles que ceux obtenus avec l'outil #1. Cette constatation affirme que la dureté de l'outil de coupe, et donc son revêtement, n'influence pas l'usinabilité du matériau. Cela confirme le caractère non abrasif des FFRP. En effet, ceux-ci ont une dureté (de l'ordre de 11HV) négligeable devant celle des outils de coupe.

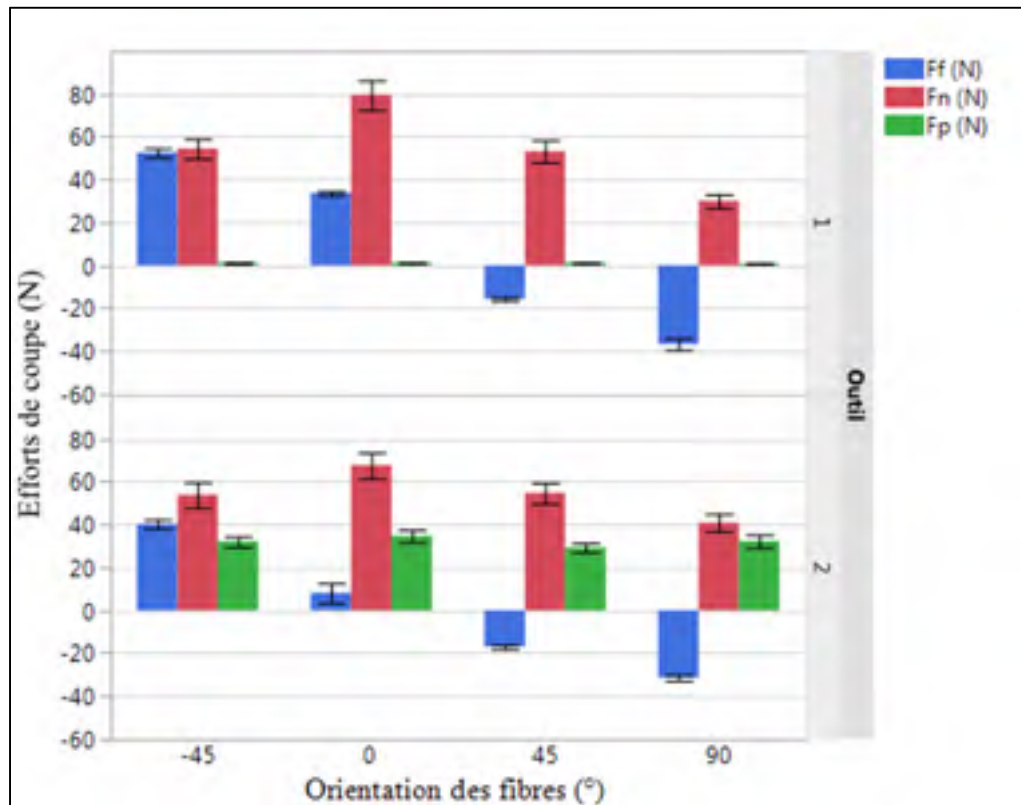


Figure 3.41 Efforts de coupe en fonction de l'orientation des fibres et de l'outil

Les efforts de coupe suivent les mêmes comportements en fonction de θ peu importe l'outil utilisé. L'effort normal est maximal pour les fibres orientées à 0° puis à $\pm 45^\circ$ et l'effort le plus

faible est obtenu pour une orientation de 90° . Ce résultat est contradictoire avec les résultats du détournage des CFRP évoqués par la littérature. En effet le plus faible effort normal généré par le détournage des CFRP est obtenu lorsque θ est de 0° alors que l'effort normal le plus élevé est obtenu lorsque θ est de -45° . Il est aussi contraire à la nature du mécanisme de formation des copeaux. Cependant, compte tenu du fait que la découpe se fait à plein couteau, cette hypothèse ne peut pas être rejetée. Effectivement, lorsque l'outil tourne, l'angle formé entre le vecteur normal à la surface détournée et la face de coupe de la dent (l'angle qui définit l'orientation des fibres) évolue continuellement et passe de 0° à 180° . Pour une même orientation de fibres globale, les différents mécanismes de coupe sont rencontrés localement. Ces mécanismes apparaissent dans l'ordre suivant lorsque les fibres sont orientées à 0° (*Voir Figure 3.42*):

- Délaminage à l'instant du contact dent/matière ($\theta = 0^\circ$) ($F_n = 0\text{ N}$),
- Flexion puis cisaillement lorsque la dent est tournée à 45° ($\theta = -45^\circ$) (F_n augmente mais de valeur moyenne),
- Flexion puis cisaillement lorsque la dent est tournée à 90° ($\theta = 90^\circ$) (F_n maximale),
- Cisaillement pur lorsque la dent est tournée à $(\theta = 45^\circ)$ (F_n diminue mais de valeur moyenne),
- Délaminage à 180° ($\theta = 0^\circ$) ($F_n = 0\text{ N}$),

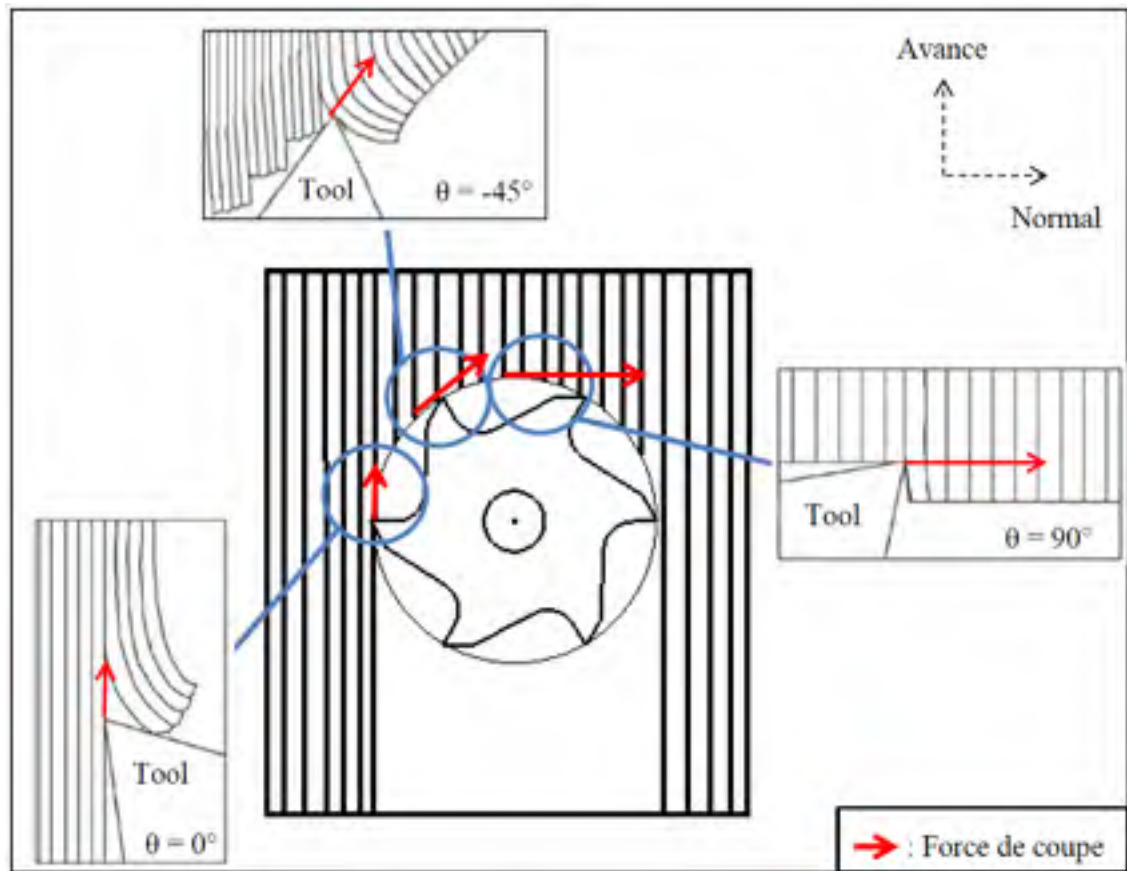


Figure 3.42 Mécanismes de coupe pour une découpe plein couteau à 0°
Tirée de Delahaigue (2015)

Lorsque les fibres sont orientées à 90° , les mécanismes de coupe s'alternent comme suit (Voir Figure 3.43):

- Flexion puis cisaillement à l'instant du contact dent/matière ($\theta = 90^\circ$) ($F_n = 0\text{ N}$),
- Cisaillement pur lorsque la dent est tournée à 45° ($\theta = 45^\circ$) (F_n augmente mais de valeur moyenne),
- Délaminage lorsque la dent est tournée à 90° ($\theta = 0^\circ$) (F_n faible),
- Flexion puis cisaillement lorsque la dent est tournée à ($\theta = -45^\circ$) (F_n diminue mais de valeur moyenne),
- Flexion puis cisaillement à 180° ($\theta = -90^\circ$) ($F_n = 0\text{ N}$),

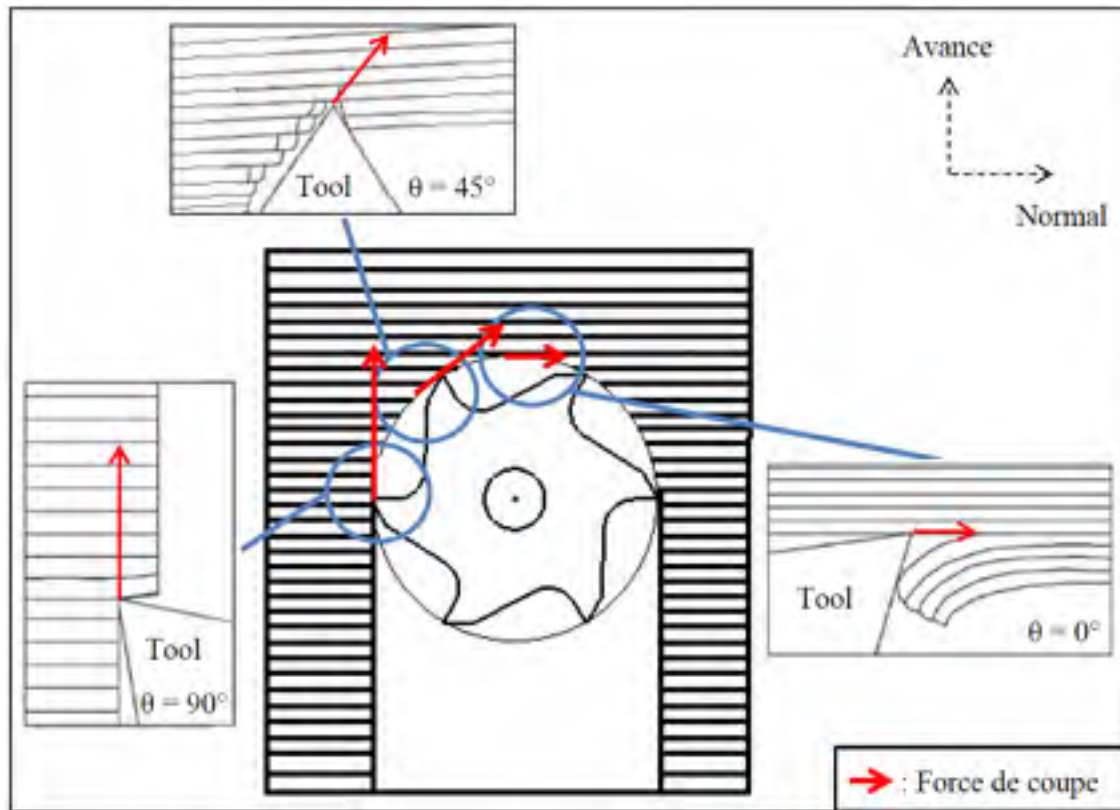


Figure 3.43 Mécanismes de coupe pour une découpe plein couteau à 90°
Tirée de Delahaigue (2015)

La composante normale de l'effort est toujours positive quel que l'angle de rotation de l'outil (Voir Figures 3.42 et 3.43). L'effort normal résultant est la somme de différentes composantes normales dont la valeur dépend essentiellement du mode de coupe. Par conséquent, F_n est plus élevée lorsque $\theta = 0^\circ$.

Concernant l'effort d'avance, le maximum est obtenu lorsque θ est de -45° tandis que le minimum est obtenu lorsque θ est de 45° . Les efforts d'avance dans les deux autres cas ont des valeurs identiques, mais de signes inversés. Enfin, les forces axiales sont quasi constantes telles qu'observées plus haut. Ainsi, le mécanisme de découpe change.

Quel que soit l'outil de coupe et l'orientation des fibres, excepté pour l'outil #1 lorsque θ est égal à 90° , F_n est supérieur à F_f ce qui contredit la logique de la coupe. En effet, l'effort de la découpe longitudinale (à 0° parallèlement aux fibres) est logiquement plus élevé que l'effort

de la découpe transverse (à 90° perpendiculairement à la direction des fibres) puisque la matière résiste à la coupe et donc à l'avance dans cette direction. Cela peut être expliqué par le mode de découpe à plein couteau. En effet, au fur et à mesure que l'outil tourne, l'orientation de l'effort tangentiel (effort global de coupe) à la dent en contact avec la matière change et varie de 0 à 180° . À 0° , la direction de l'effort tangentiel correspond à la direction d'avance. De 0° à 90° , l'effort tangentiel a deux composantes positives : la première est suivant l'avance et la deuxième est normale à la surface détournée. De 90° à 180° , la composante normale est positive alors que la composante d'avance est négative. Enfin, lorsque la dent a parcouru une rotation de 180° , l'effort tangentiel est purement dans le sens inverse, soit dans la direction de l'avance. Par conséquent, la force d'avance résultante est réduite à cause de la sommation de forces tantôt positives, tantôt négatives. En contrepartie, la force normale résultante est accrue à cause de la sommation de forces toujours positives. Cela explique bien le fait que la force normale est plus élevée que la force d'avance. Lors du détournage des CFRP et des matériaux conventionnels, l'effort d'avance est plus élevé que l'effort normal puisque la matière est découpée suivant la direction d'avance ce qui signifie un effort très élevé qui s'oppose à l'avance de l'outil de coupe.

3.6.2 Usure de l'outil de coupe

Les plaques de composite lin/époxy s'usinent bien et facilement. Aucune usure de l'outil de coupe n'a été observée durant les opérations de détournage. La figure 3.44 montre l'outil #1 et l'outil #2 au début du détournage (*Voir* Figure 3.44.a) et à la fin de l'usinage de la deuxième plaque (à la fin de la découpe de la première répétition des expériences) (*Voir* Figure 3.44.b) soit après une découpe de $2,64\text{ m}$ de longueur. Aucune modification de l'arête de coupe ne se produit durant le processus. Cette observation confirme bien le caractère non abrasif des fibres de lin. Les CFRP assurent donc une longue durée de vie de l'outil de coupe.

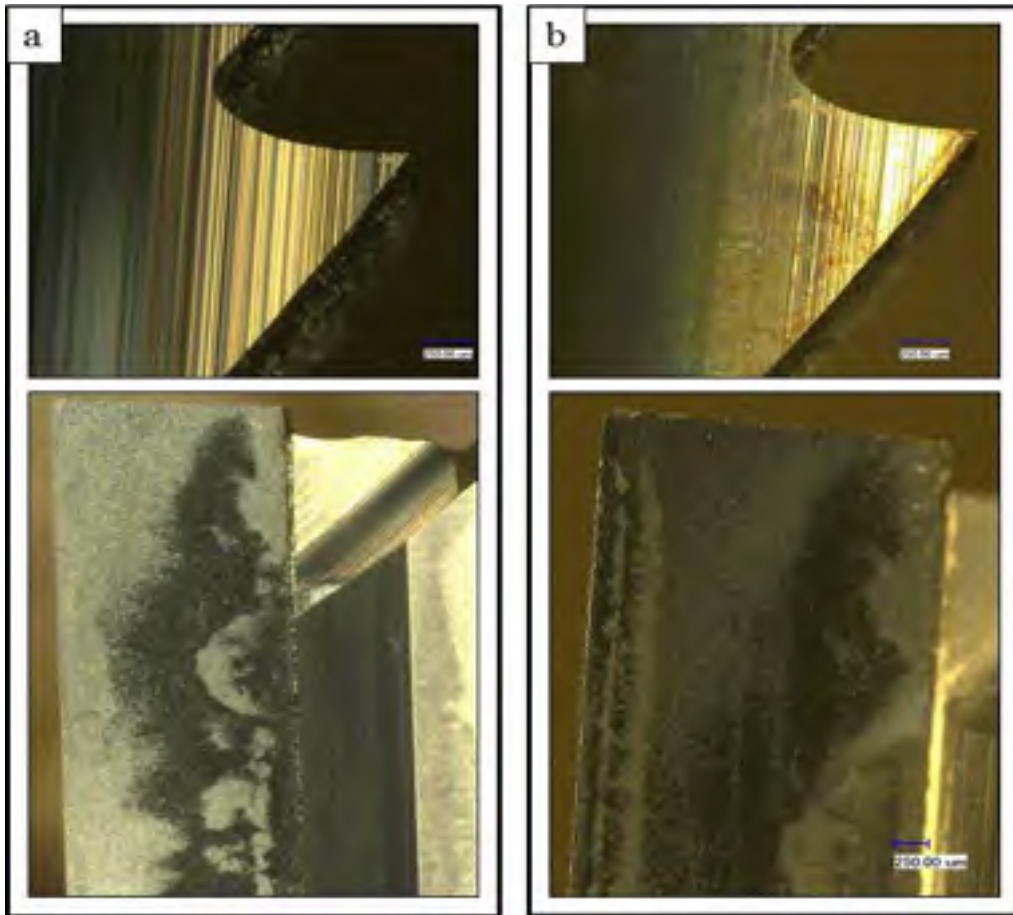


Figure 3.44 Outils de coupe a) au début et b) à la fin de l'opération de détournage (X100)

Afin de valider les résultats expérimentaux, une analyse statistique de la variance (ANOVA) est exécutée en respectant les caractéristiques du plan d'expérience en blocs aléatoires complets et parcelles subdivisées (Split-Split Plot randomized complete block design (SSPRCPD)).

3.7 Traitement statistique des données et interprétation des résultats

Le but de cette section est de valider les corrélations entre les réponses et les facteurs de cette étude. À la suite de cette validation, des modèles mathématiques de prédiction de Ra , Ad et des différents efforts de coupe seront proposés. L'usure de l'outil de coupe ne peut pas être modélisée puisqu'elle demeure constante tout au long de l'opération de détournage des FFRP.

Le traitement a été effectué sur l'ensemble des combinaisons des conditions de l'expérimentation en excluant les données aberrantes soit plus que 200 données par réponses.

3.7.1 Analyse statistique du profil de rugosité Ra_l

Le diagramme de Pareto de la rugosité est présenté au tableau 3.5. Les facteurs significatifs sont ceux possédant une valeur P inférieure à 0,05 (niveau de signification standard α). D'après ce graphique, l'avance f s'avère être le facteur le plus influent sur la rugosité arithmétique (Ra) suivi par l'interaction entre l'orientation des fibres et l'avance. En effet, le comportement de la rugosité face à θ varie en fonction de l'avance. La vitesse de coupe influence la rugosité d'une façon modérée. L'interaction entre l'outil de coupe et l'orientation des fibres, l'interaction $\theta \times Vc$ et la vitesse de coupe sont à la limite de la signification (leur probabilité normale est très proche de 0,05) et ont le même effet sur Ra_l . Contrairement à l'analyse des résultats expérimentaux, l'outil de coupe et l'orientation des fibres, indépendamment, ne démontrent aucune influence sur la rugosité. L'influence de ces deux variables est corrigée par l'effet du plan d'expérience dont l'objectif est d'augmenter la robustesse des conclusions. Ici, seuls les facteurs significatifs sont représentés. Ce sont ces mêmes facteurs qui constitueront les termes du modèle prédictif. L'effet de l'outil de coupe et celui de θ , bien qu'ils ne soient pas significatifs (termes en rouge), est représenté dans le tableau 3.5 parce qu'ils font partie d'interactions significatives (outil \times orientation des fibres par exemple).

Tableau 3.5 Diagramme Pareto de l'analyse de log (Ra_l)

Source	P-value
f (mm/rév)	0,00000
Orientation des fibres ($^\circ$) \times f (mm/rév)	0,00033
Vc (m/min)	0,00589
Orientation des fibres ($^\circ$) \times Vc (m/min)	0,01990
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$)	0,03178
Outil	0,16596
Orientation des fibres ($^\circ$)	0,39340

La variation des facteurs influents explique seulement 56,7 % ($R^2 = 56,7$ %) de la variation globale de Ra . Cela peut être expliqué par la non-reproductibilité, à l'échelle du pli et donc du

stratifié, des valeurs des mesures de Ra à dispersion aléatoire des fibres dans la matrice. Une autre explication plausible à ce faible niveau de corrélation entre les facteurs principaux et Ra se traduit par l'inhomogénéité de la dispersion des défauts de surface des sections concernées par les mesures. Or, une faible rugosité ne signifie pas forcément une bonne qualité de détournage. Dans une grande majorité des cas, la faible rugosité est générée par un adoucissement de la matrice et une homogénéisation de la surface. Ce phénomène est causé par une augmentation locale de la température lors de la coupe à cause des efforts de coupe. L'ANOVA est tout de même valide puisque l'homogénéité de la variance des résidus du modèle a été vérifiée et validée lorsque la variable étudiée est le logarithme de Ra .

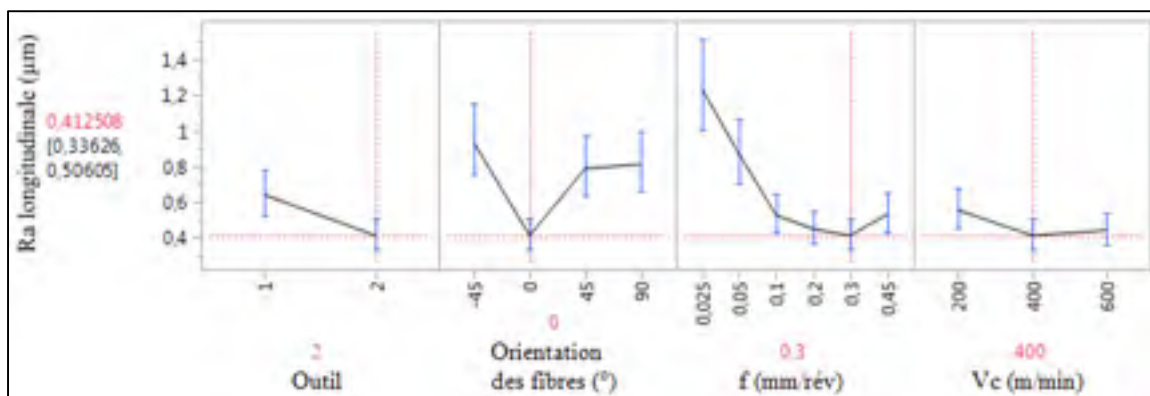


Figure 3.45 Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de Ra

La figure 3.45 résume l'influence des facteurs de l'étude sur la rugosité arithmétique Ra . Cette dernière diminue significativement avec la vitesse d'avance jusqu'à une avance de $0,1 \text{ mm/rév}$ et se stabilise ensuite de $0,1$ à $0,45 \text{ mm/rév}$. La meilleure rugosité est obtenue lorsque les fibres sont orientées à 0° . La rugosité diminue avec l'angle d'orientation des fibres (de -45° à 0°) et atteint un minimum pour des fibres orientées à 0° . Elle se détériore lorsque θ passe de 0° à 45° puis se stabilise. L'influence de la vitesse de coupe est réduite (à la limite de la signification), mais ne pourrait pas être négligée. Lorsque Vc augmente de 200 m/min à 400 m/min , Ra diminue légèrement. Elle se stabilise ensuite entre 400 et 600 m/min . Comme attendu, l'outil #2 offre la meilleure rugosité. Ces résultats sont en accord avec les observations expérimentales faites précédemment.

En somme, afin de minimiser la rugosité arithmétique longitudinale, une avance moyenne ($0,3 \text{ mm/rév}$) et une vitesse de coupe moyenne (400 m/min) sont recommandées (niveaux de facteurs en rouge sur la figure 3.45). Le meilleur état de surface est obtenu lorsque les fibres sont orientées à 0° . Enfin, grâce à sa géométrie spéciale renforçant le cisaillement des fibres et son faible rayon de coupe, l'outil #2 a montré de meilleurs résultats que l'outil #1. L'équation de prédiction de la rugosité en fonction des facteurs de cette étude est présentée ci-dessous.

$$\begin{aligned} \text{Log}(Ra_l) = & -0,196 + 0,067 \times \text{Outil} - 2,463 \times 10^{-3} \times \theta - 1,124 \\ & \times f - 3,106 \times 10^{-4} \times Vc - 1,987 \times 10^{-3} \times \text{Outil} \\ & \times (\theta - 22,5) + 2,475 \times 10^{-3} \times (f - 0,1875) \\ & \times (\theta - 22,5) - 4,858 \times 10^{-6} \times (\theta - 22,5) \times (Vc \\ & - 400) \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$\begin{aligned} Ra_l = \exp(& -0,196 + 0,067 \times \text{Outil} - 2,463 \times 10^{-3} \times \theta - 1,124 \times f \\ & - 3,106 \times 10^{-4} \times Vc - 1,987 \times 10^{-3} \times \text{Outil} \\ & \times (\theta - 22,5) + 2,475 \times 10^{-3} \times (f - 0,1875) \\ & \times (\theta - 22,5) - 4,858 \times 10^{-6} \times (\theta - 22,5) \times (Vc \\ & - 400)) \end{aligned} \quad (3.2)$$

Où θ est en degré, f est en mm/rév , Vc est en m/min . Le paramètre Outil est égal à 1 lorsqu'il s'agit de l'outil #1 et est égal à -2 dans l'autre cas.

Grâce à ce modèle mathématique, on peut facilement déterminer l'effet des variables (lorsque le coefficient est négatif, plus la valeur de la variable augmente et plus Ra_l diminue. À contrario, lorsque le coefficient est positif, l'augmentation de la variable fait augmenter Ra_l). Ce modèle n'est pas assez fiable vu que son coefficient de détermination R^2 est assez faible ($56,7\% \ll 85\%$ qui représente le seuil pour considérer que la corrélation est adéquate). Néanmoins, l'écart standard moyen (S) du modèle est $0,365 \mu\text{m}$, ce qui est relativement faible par rapport à la rugosité moyenne ($1,638 \mu\text{m}$). Le modèle peut donc être utilisé pour la prédiction, dans des conditions de coupe semblables aux nôtres, d'un ordre de grandeur de Ra_l .

3.7.2 Analyse statistique des efforts de coupe

La section suivante traitera de l'analyse statistique des efforts de coupe.

3.7.2.1 Effort d'avance Ff

Le tableau 3.6 représente le graphique Pareto de l'effort d'avance Ff . L'avance s'avère la plus influente sur Ff suivi de son interaction avec l'orientation des fibres. L'interaction outil de coupe $\times f$ est le troisième facteur le plus influent. L'interaction entre l'orientation des fibres, l'avance et l'outil de coupe a un effet légèrement plus faible que celui de l'interaction Outil $\times f$. L'influence de l'outil de coupe de même que l'influence de la vitesse de coupe sont minimales, mais sont tout de même significativement influentes. Ces observations corréleront bien avec l'expérimentation.

Tableau 3.6 Diagramme Pareto de l'analyse de Ff

Source	P-value
f (mm/rév)	0,00000
Orientation des fibres (°) $\times f$ (mm/rév)	0,00000
Outil $\times f$ (mm/rév)	0,00000
Outil \times Orientation des fibres (°) $\times f$ (mm/rév)	0,00001
Orientation des fibres (°)	0,00002
Outil \times Orientation des fibres (°)	0,00004
f (mm/rév) $\times Vc$ (m/min)	0,00743
Vc (m/min)	0,01735
Outil	0,04016

L'effort d'avance suit une tendance parabolique en fonction de l'orientation des fibres. En considérant l'orientation des fibres comme un facteur continu Ff est minimal lorsque les fibres sont orientées à 45°. Bhatnagar, Ramakrishnan, Naik, et Komanduri (1995) ont remarqué le même phénomène lors de la coupe orthogonale de composite unidirectionnel CFRP. Ils concluent que les efforts de coupe les plus faibles sont obtenus lorsque l'orientation des fibres est de 135° ($\equiv -45^\circ$). Ces résultats expérimentaux ont été validés plus tard par Lasri (2009) grâce à un modèle mathématique. Par ailleurs, Ff augmente linéairement avec f et est

minimum lorsque f est faible ($0,25 \text{ mm/rév}$) (Voir Figure 3.46). Les valeurs en rouge sur la figure représentent la combinaison de coupe optimale.

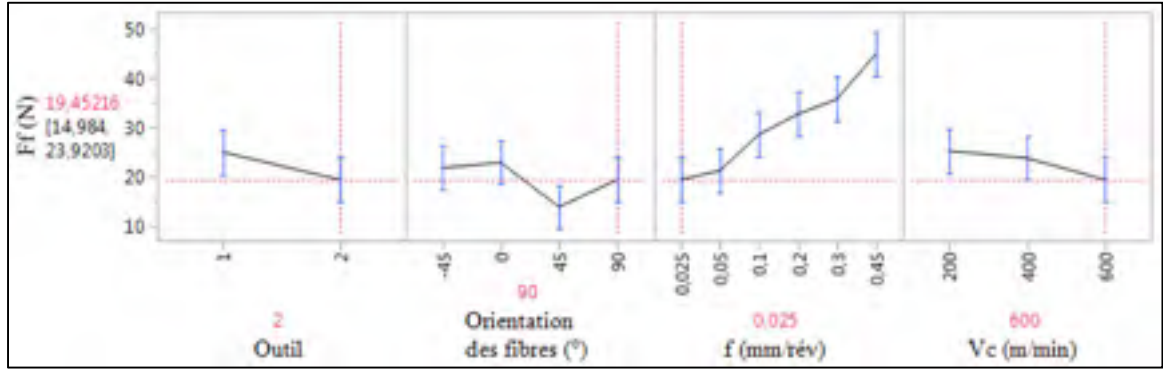


Figure 3.46 Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de Ff

La régression de Ff en fonction des facteurs est représentée par l'équation 3.3. Le coefficient de détermination R^2 du modèle est de 95,6 % ce qui confirme sa validité.

$$\begin{aligned}
 norme(Ff) = & 37,525 + 3,199 \times Outil - 0,142 \times \theta + 31,973 \times f \quad (3.3) \\
 & - 0,004 \times Vc - 0,022 \times Outil \times (\theta - 22,5) - 1,105 \\
 & \times Outil \times (f - 0,1875) - 0,276 \times (\theta - 22,5) \\
 & \times (f - 0,1875) + 0,019 \times (f - 0,1875) \times (Vc - 400) \\
 & - 0,115 \times Outil \times (f - 0,1875) \times (\theta - 22,5)
 \end{aligned}$$

Où θ est en degré, f est en mm/rév , Vc est en m/min . L'Outil est égal à 1 lorsqu'il s'agit de l'outil #1 et est égal à -2 dans l'autre cas.

3.7.2.2 Effort normal F_n

L'effort normal est principalement influencé par l'avance et son interaction avec l'orientation des fibres. La vitesse d'avance est le facteur le plus influent sur F_n . Ce dernier augmente logarithmiquement avec f . Une force minimale est obtenue pour une faible avance ($0,025 \text{ mm/rév}$). La meilleure usinabilité est achevée lorsque les fibres sont orientées à 90° .

F_n suit une tendance parabolique en fonction de θ avec un maximum quand celle-ci est égale à 0° . La vitesse de coupe est aussi significativement influente bien que son effet reste très faible (à la limite de la signification, valeur $P < 0,05$). F_n décroît lorsque V_c croît et atteint un minimum pour 600 m/min . Par ailleurs, l'effet de l'outil de coupe s'avère significatif mais son effet est faible par rapport à l'effet de l'avance et de l'orientation des fibres. Toutefois, F_n dépend de l'interaction entre l'outil et l'orientation des fibres. Effectivement, l'outil de coupe influence la force normale pour quelques orientations bien précises. Dans le cas général, aucune variation de F_n en fonction de l'outil n'est observée (Voir Figure 3.30, section 3.6.1). L'outil #1 permet d'améliorer l'usinabilité en réduisant F_n lorsque θ est de 90° . Le niveau optimal de l'outil est induit du niveau optimal de l'interaction outil/orientation des fibres.

Tableau 3.7 Diagramme Pareto de l'analyse de F_n

Source	P-value
$f\text{ (mm/rév)}$	0,00000
Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f\text{ (mm/rév)}$	0,00000
Outil	0,00000
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$)	0,00001
Orientation des fibres ($^\circ$)	0,00002
$f\text{ (mm/rév)} \times V_c\text{ (m/min)}$	0,00005
Outil $\times f\text{ (mm/rév)}$	0,00210
$V_c\text{ (m/min)}$	0,04004

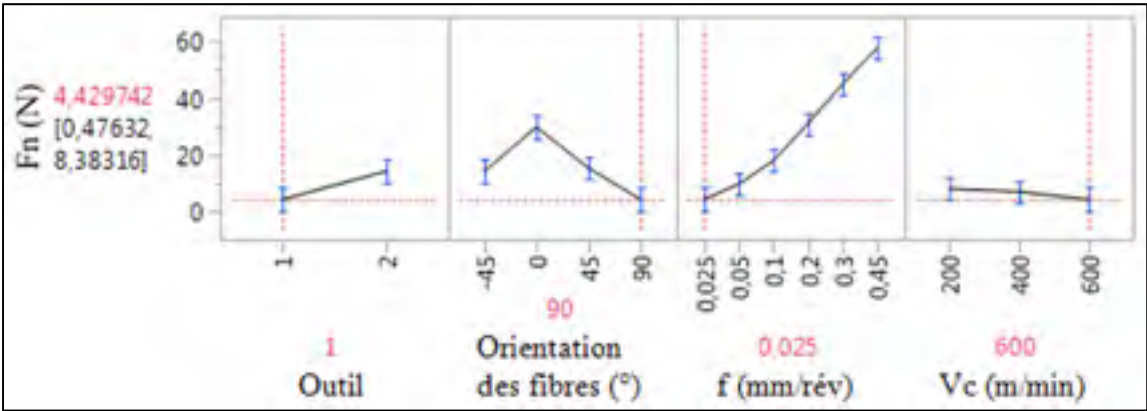


Figure 3.47 Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de F_n

En somme, pour minimiser la force normale à la section usinée, une faible avance ($0,025 \text{ mm/rév}$) et une vitesse de coupe élevée (600 m/min) représentent les conditions de coupe optimales. Le plus faible effort normal est obtenu quand les fibres sont orientées à 90° . Dans ce cas, l'outil #1 offre de meilleurs résultats que l'outil #2. Il est important de garder à l'esprit que ces optimisations sont valides uniquement dans les limites de cette expérimentation et quand l'usinage s'opère à plein engagement du couteau dans la matière. Ainsi, l'équation de la régression de la norme de F_n en fonction des facteurs significatifs est représentée par l'équation 3.4. Le coefficient de corrélation de Pearson de ce modèle est de 98,6 % ce qui prouve sa fiabilité.

$$\begin{aligned}
 F_n = & 22,095 - 0,812 \times \text{Outil} - 0,211 \times \theta + 196,408 \times f - 0,012 \\
 & \times Vc - 0,063 \times \text{Outil} \times (\theta - 22,5) - 6,834 \times \text{Outil} \\
 & \times (f - 0,1875) - 0,518 \times (\theta - 22,5) \times (f - 0,1875) \\
 & - 0,058 \times (f - 0,1875) \times (Vc - 400)
 \end{aligned} \quad (3.4)$$

Où θ est en degré, f est en mm/rév , Vc est en m/min . L'Outil est égal à 1 lorsqu'il s'agit de l'outil #1 et est égal à -2 dans l'autre cas.

3.7.2.3 Effort axial F_p

L'avance et l'interaction entre l'outil de coupe et l'avance sont les deux facteurs les plus influents sur la force axiale. La vitesse de coupe, l'interaction double $\theta \times f$ et l'interaction triple outil de coupe $\times \theta \times f$ ont aussi un effet significatif sur F_p . Ce dernier évolue en fonction de f en suivant une tendance parabolique. La force axiale F_p augmente lorsque f augmente de $0,025 \text{ mm/rév}$ à $0,2 \text{ mm/rév}$. Elle se stabilise entre $0,2$ et $0,3 \text{ mm/rév}$ pour diminuer ensuite. La diminution de F_p lorsque l'avance évolue de $0,3$ à $0,45 \text{ mm/rév}$ est la seule tendance significative de F_p en fonction de f (intervalles de confiance ne se chevauchent pas). Ceci signifie l'égalité des moyennes de F_p lorsque f varie de $0,025$ à $0,3 \text{ mm/rév}$ (Voir Figure 3.48). Par ailleurs, θ ne manifeste aucun effet sur F_p .

Tableau 3.8 Diagramme Pareto de l'analyse de F_p

Source	P-value
f (mm/rév)	0,00000
Outil \times f (mm/rév)	0,00000
V_c (m/min)	0,00009
Orientation des fibres ($^\circ$) \times f (mm/rév)	0,00072
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$) \times f (mm/rév)	0,00076
Outil	0,02090
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$)	0,63419
Orientation des fibres ($^\circ$)	0,63772

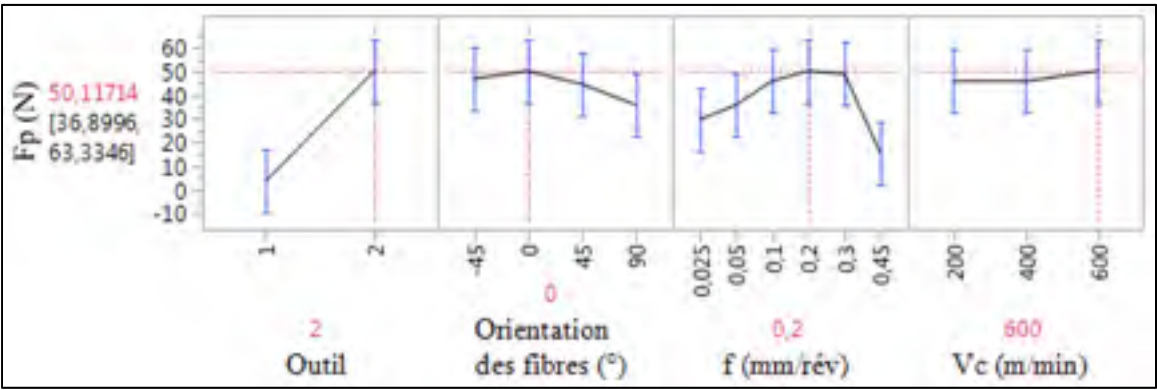


Figure 3.48 Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de F_p

Une étude de la variance (ANOVA) est entreprise afin de vérifier l'effet des facteurs sur l'effort passif. Le tableau 3.9 résume les résultats de l'ANOVA.

Tableau 3.9 ANOVA de l'analyse de F_p

Source	DDL	Rapport F	Prob. > F
Outil	1	46,2660	0,0209*
Orientation des fibres ($^\circ$)	3	0,6272	0,6377
f (mm/rév)	5	15,3111	<,0001*
V_c (m/min)	2	9,7497	<,0001*
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$)	3	0,5965	0,6342
Outil \times f (mm/rév)	5	14,6018	<,0001*
Orientation des fibres ($^\circ$) \times f (mm/rév)	15	2,7225	0,0007*
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$) \times f (mm/rév)	15	2,7092	0,0008*

Les valeurs de probabilité sont inférieures à 0,05 qui représente le seuil de signification α sauf pour l'orientation des fibres et l'interaction entre l'outil et θ . Le logiciel de traitement

statistique inclue ces deux termes, bien que non significatifs, dans le modèle de prédiction afin de conserver la hiérarchie dans la structure du modèle. En effet, par exemple, θ fait partie de l'interaction $\theta \times f$ qui est significative. L'ANOVA montre donc que l'on ne peut pas rejeter l'hypothèse que les facteurs précédemment énumérés soient significativement influents. L'équation suivante (3.5) représente l'équation de prédiction de l'effort axial avec un R^2 de 86,5 %.

$$\begin{aligned} Fp = & 10,506 - 15,638 \times Outil - 0,013 \times \theta + 8,094 \times f + 0,010 \\ & \times Vc - 7,701 \times Outil \times (f - 0,1875) + 0,013 \times Outil \\ & \times (\theta - 22,5) + 0,064 \times (\theta - 22,5) \times (f - 0,1875) \\ & - 0,079 \times Outil \times (\theta - 22,5) \times (f - 0,1875) \end{aligned} \quad (3.5)$$

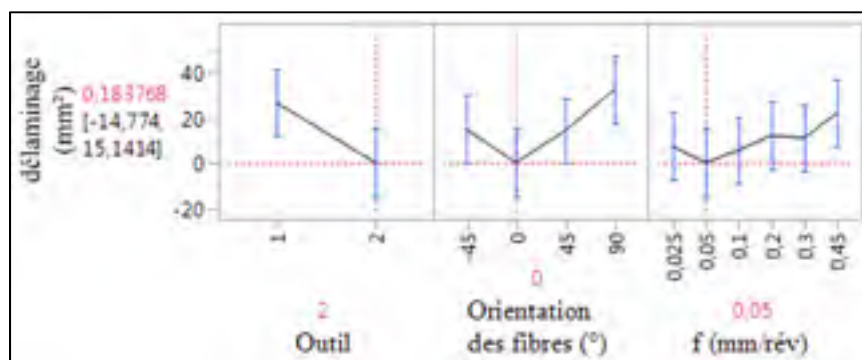
Où θ est en degré, f est en $mm/rév$, Vc est en m/min . L'Outil est égal à 1 lorsqu'il s'agit de l'outil #1 et est égal à -2 dans l'autre cas.

3.7.3 Analyse statistique du délaminage

Le tableau 3.10 représente le diagramme de Pareto du délaminage, mais son influence dépend fortement de l'outil utilisé et de l'orientation des fibres du laminé usiné. Ad évolue d'une manière parabolique en fonction de f et est minimale pour une valeur d'avance intermédiaire ($0,05 \text{ mm/rév}$). Si l'on considère ce diagramme, la vitesse d'avance s'avère le facteur le plus influent. Le délaminage diminue lorsque θ passe de -45° à 0° . L'état de surface se détériore ensuite quand θ augmente de 0° à 90° . Cette conclusion est à considérer avec vigilance puisque les IC se superposent. Or, les niveaux 0° et 90° sont significativement distincts. La tendance de la fonction Ad dépendamment de θ a une forme parabolique. La valeur de délamination la plus faible est obtenue pour un angle d'orientation de fibres de 0° . L'outil de coupe semble également influencer Ad . Cependant, son influence dépend fortement du niveau de la vitesse d'avance de l'opération du détournage (l'interaction outil $\times f$ est significative) (Voir Figure 3.49)

Tableau 3.10 Diagramme Pareto de l'analyse de Ad

Source	P-value
f (mm/rév)	0,00000
Outil $\times f$ (mm/rév)	0,00000
Outil \times Orientation des fibres ($^{\circ}$)	0,00001
Orientation des fibres ($^{\circ}$)	0,00120
Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times f$ (mm/rév)	0,00496
Outil	0,00665

Figure 3.49 Effets principaux et conditions de coupe optimales vis-à-vis de Ad

L'équation mathématique de prédiction du délamination en fonction des facteurs significatifs est représentée ci-dessous.

$$\begin{aligned}
 Ad = & 70,313 + 24,290 \times \text{Outil} - 0,039 \times \theta - 33,072 \times f - 50,157 \\
 & \times \text{Outil} \times (f - 0,1875) - 0,838 \times (\theta - 22,5) \\
 & \times (f - 0,1875) - 0,078 \times \text{Outil} \times (\theta - 22,5)
 \end{aligned} \quad (3.6)$$

Où θ est en degré, f est en mm/rév, Vc est en m/min. L'Outil est égal à 1 lorsqu'il s'agit de l'outil #1 et est égal à -2 dans l'autre cas.

Le coefficient de corrélation de Pearson du modèle précédent est égal à 80,2 %. Ce coefficient n'est pas suffisant pour valider le modèle. Cependant, le DDL de l'erreur associé au modèle (246 DDL) est assez élevé. De plus, l'erreur quadratique moyen (MSE) est assez faible par rapport à la valeur moyenne du délamination (le MSE 10% du Ad moyen). Enfin, le coefficient

de Watson-Durbin est de 1,92 (> 2) ce qui valide que le résidu du modèle est non auto-corrélé. Ces critères permettent de valider le modèle établi.

3.8 Conclusion et optimisation globale

L'objectif principal de ce chapitre est de caractériser l'usinabilité des composites unidirectionnels à fibres de lin et à matrice époxy. L'objectif secondaire consiste en la détermination des paramètres de coupe optimaux permettant l'amélioration de l'état de surface (réduction de la rugosité et du délaminage) et la minimisation des efforts de coupe.

Les composites lin/époxy se sont avérés facilement usinable. Ils génèrent de faibles efforts de coupe. Ils sont également non abrasifs étant donné qu'aucune usure de coupe n'a été observée à la fin de l'expérimentation.

La vitesse d'avance et son interaction avec l'orientation des fibres sont les deux facteurs les plus influents sur les variables dépendantes de l'étude. La vitesse de coupe influence peu ces réponses, mais son influence reste tout de même significative. Le comportement de chacune des réponses varie fortement avec les combinaisons de coupe utilisées. De manière générale, la relation facteurs/réponses est résumée dans la figure 3.50.

Basée sur les résultats précédents, une optimisation multivariable, prenant en compte toutes les réponses de cette recherche, est proposée. Il est à noter que l'objectif de l'optimisation est de maximiser l'effort axial et de minimiser toutes les autres variables dépendantes. La figure 3.50 résume les relations entre les facteurs d'entrée et les réponses de l'étude. Vu la différence de comportement des différentes réponses en fonction des facteurs, un compromis a été fait pour identifier les conditions de coupe optimales. Il en résulte qu'une orientation de fibre de 0° , une vitesse d'avance faible ($0,05 \text{ mm/rév}$), une vitesse de coupe élevée ($600 \text{ m/min} = 20051 \text{ RPM}$) et une géométrie d'outil spéciale favorisant le cisaillement des fibres et ayant un faible rayon de coupe (outil #2) représentent les paramètres de coupe optimaux. Ces niveaux de paramètres (niveau en rouge à la figure 3.50) permettent

l'optimisation du processus de détourage des composites lin/époxy (dans les limites des paramètres de notre expérimentation).

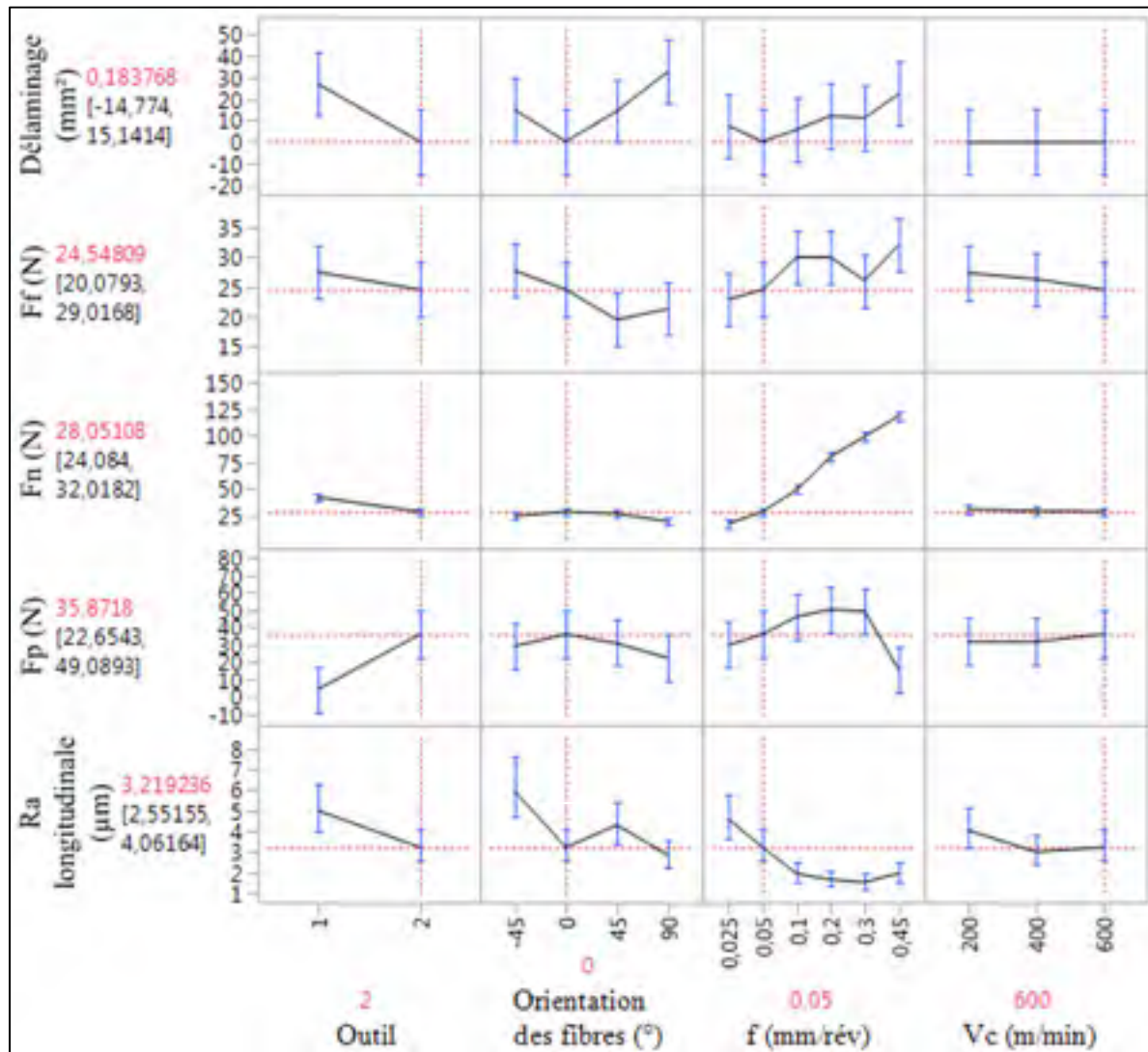


Figure 3.50 Optimisation du processus de détourage des composites lin/époxy

Afin de valider l'importance et le potentiel des composites à fibres de lin comme une alternative aux composites à fibres de verre, le chapitre suivant présente une comparaison de l'usinabilité de ces deux matériaux.

CHAPITRE 4

COMPARAISON GFRP VS FFRP

4.1 Introduction

Les fibres de lin ont été identifiées par plusieurs chercheurs comme une réelle alternative aux fibres de verre pour renforcer les polymères. En effet, elles possèdent des propriétés spécifiques comparables à celles des fibres de verre. De plus, elles ont l'avantage d'être plus légères, naturelles, biodégradables et peu abrasives (voir section 3.6.2). Elles sont donc économiques, ce qui représente un intérêt considérable pour les industries. Les fibres de lin ont été largement comparées aux fibres de verre d'un point de vue mécanique. Leurs propriétés mécaniques ont fait l'objet de plusieurs recherches et comparaisons avec les propriétés des fibres de verre. Cependant, l'on ne trouve aucune étude comparative de l'usinabilité des composites renforcés par des fibres de lin et de ceux renforcés par des fibres de verre.










L'objectif de ce chapitre est de comparer l'usinabilité des FFRP et des GFRP afin de vérifier le potentiel des composites à fibres de lin en remplacement des composites à fibres de verre pour des composantes nécessitant des opérations de détournage. Dans ce chapitre, seuls les efforts de coupe, le délaminage, la rugosité arithmétique longitudinale et l'usure de l'outil de coupe seront étudiés.

4.2 Analyse des résultats du composite à fibres de verre

Les tableaux 4.1 à 4.4 et le tableau 4.6 représentent les diagrammes Pareto des réponses de l'étude. L'interaction outil $\times f$ est le facteur qui influence le plus la rugosité. En effet, dépendamment de l'outil utilisé, le comportement de Ra en fonction de f diffère. Ainsi, les interactions de l'outil de coupe avec θ , f et Vc influencent significativement Ra . L'outil #2 avec son faible rayon de coupe génère le meilleur état de surface. L'orientation des fibres n'influence pas la rugosité des échantillons en composite à fibres de verre. Cette affirmation est contradictoire à la littérature concernant le détournage des GFRP. Cependant, les anciens

travaux s'intéressent à l'interaction $\theta \times$ outil de coupe et non pas à l'effet principal de θ . En effet, ces travaux étudient l'influence de θ pour un outil de coupe bien particulier avec une géométrie bien particulière. Cette interaction est significative lors de cette étude ce qui corrobore avec la littérature. La rugosité est constante quand l'avance varie dans la plage de 0,025 à 0,1 mm/rév, augmente lorsque f passe à 0,2 mm/rév et se stabilise ensuite (Voir Figure 4.1). Par ailleurs, la vitesse de coupe influence faiblement Ra . Cette dernière augmente linéairement avec Vc . Le coefficient de corrélation de Pearson R^2 du modèle constitué par les facteurs influents (Voir Tableau 4.1) est de 60%.

Tableau 4.1 Diagramme Pareto de l'analyse de Ra_l (GFRP)

Source		P-value
Outil de coupe $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Outil de coupe $\times Vc$ (m/min)		0,00000
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^\circ$)		0,00097
f (mm/rév)		0,00180
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f$ (mm/rév)		0,00222
Vc (m/min)		0,00638
Outil de coupe		0,01314
Orientation des fibres ($^\circ$)		0,22176

L'avance est le facteur le plus influent sur l'effort d'avance. Ce dernier augmente exponentiellement avec f . L'outil de coupe est aussi influent dans la mesure où il interagit avec l'avance. L'outil #1 et une faible vitesse d'avance (0,025 mm/rév) permettent de réduire la force Ff (Voir Figure 4.1). Les paramètres du tableau 4.2 expliquent 90,7 % ($R^2 = 90,7\%$) de la variation de Ff .

Tableau 4.2 Diagramme Pareto de l'analyse de F_f (GFRP)

Source		P-value
f (mm/rév)		0,00000
Outil de coupe $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Outil \times Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Outil de coupe		0,02850
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^{\circ}$)		0,08827
Orientation des fibres ($^{\circ}$)		0,21890

En ce qui concerne l'effort normal, l'avance semble être le facteur le plus significatif suivi par son interaction avec l'outil de coupe. L'effet de l'avance dépend aussi fortement de l'outil de coupe et de θ . La vitesse de coupe est faiblement influente, mais son effet ne peut être négligé. Le tableau 4.3 résume tous les facteurs et interactions significativement influents sur F_n . L'outil #1 génère l'effort le plus faible. La force normale augmente avec f . Elle évolue paraboliquement avec V_c et atteint un minimum à 400 m/min (Voir Figure 4.1). Le coefficient de détermination R^2 dans ce cas, est de 92,6%.

Tableau 4.3 Diagramme Pareto de l'analyse de F_n (GFRP)

Source		P-value
f (mm/rév)		0,00000
Outil de coupe $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Outil \times Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times f$ (mm/rév)		0,00000
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^{\circ}$)		0,00005
Orientation des fibres ($^{\circ}$)		0,00051
V_c (m/min)		0,00201
Outil de coupe		0,00281
Outil de coupe $\times V_c$ (m/min)		0,00697
Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times V_c$ (m/min)		0,01656

L'effort passif est corrélé avec l'avance en premier lieu et avec l'interaction triple outil de coupe $\times \theta \times f$ en second lieu. L'influence de l'outil de coupe dépend de l'orientation des fibres. L'outil de coupe agit différemment vis-à-vis de F_p lorsque θ change (Voir Tableau 4.4). Le R^2 de ce modèle est de 65,5%. Ce faible coefficient de corrélation suggère l'existence

d'autres facteurs qui influencent significativement F_p . Une ANOVA a été réalisée en incluant la rugosité et le délaminage, mais ceux-ci s'avèrent non influents (Voir Tableau 4.5).

Tableau 4.4 Diagramme Pareto de l'analyse de F_p (GFRP)

Source	P-value
f (mm/rév)	0,00000
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f$ (mm/rév)	0,00858
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^\circ$)	0,05126
Orientation des fibres ($^\circ$)	0,08337
Outil de coupe	0,13971
Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f$ (mm/rév)	0,19153
Outil de coupe $\times f$ (mm/rév)	0,75210

Tableau 4.5 ANOVA de l'analyse de F_p incluant les facteurs Ra et Ad (GFRP)

Source	Degrés de liberté	Rapport F	Prob. > F
Outil de coupe	1	5,1297	0,1295
Orientation des fibres ($^\circ$)	3	6,0968	0,0343*
f (mm/rév)	5	8,7624	<0,001*
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^\circ$)	3	3,0417	0,0911
Outil de coupe $\times f$ (mm/rév)	5	0,5027	0,7741
Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f$ (mm/rév)	15	1,3525	0,1723
Outil \times Orientation des fibres ($^\circ$) $\times f$ (mm/rév)	15	2,1471	0,0088*
Ra longitudinale (μm)	1	0,5343	0,4657
Délaminage (mm^2)	1	0,1555	0,6937

Quant au délaminage, la majorité de sa variation est expliquée par la vitesse d'avance (Voir Tableau 4.6). L'outil de coupe, l'orientation des fibres, leur interaction et l'interaction de chacun d'eux avec f sont aussi influents sur Ad . La vitesse de coupe ne manifeste aucune influence sur le délaminage. Ce dernier suit une tendance parabolique en fonction de θ avec un minimum à 0° (Voir Figure 4.1).

Tableau 4.6 Diagramme Pareto de l'analyse de Ad (GFRP)

Source	P-value
f (mm/rév)	0,00000
Outil de coupe $\times f$ (mm/rév)	0,00000
Orientation des fibres ($^{\circ}$) $\times f$ (mm/rév)	0,00018
Orientation des fibres ($^{\circ}$)	0,00546
Outil de coupe \times Orientation des fibres ($^{\circ}$)	0,00876
Outil de coupe	0,01250

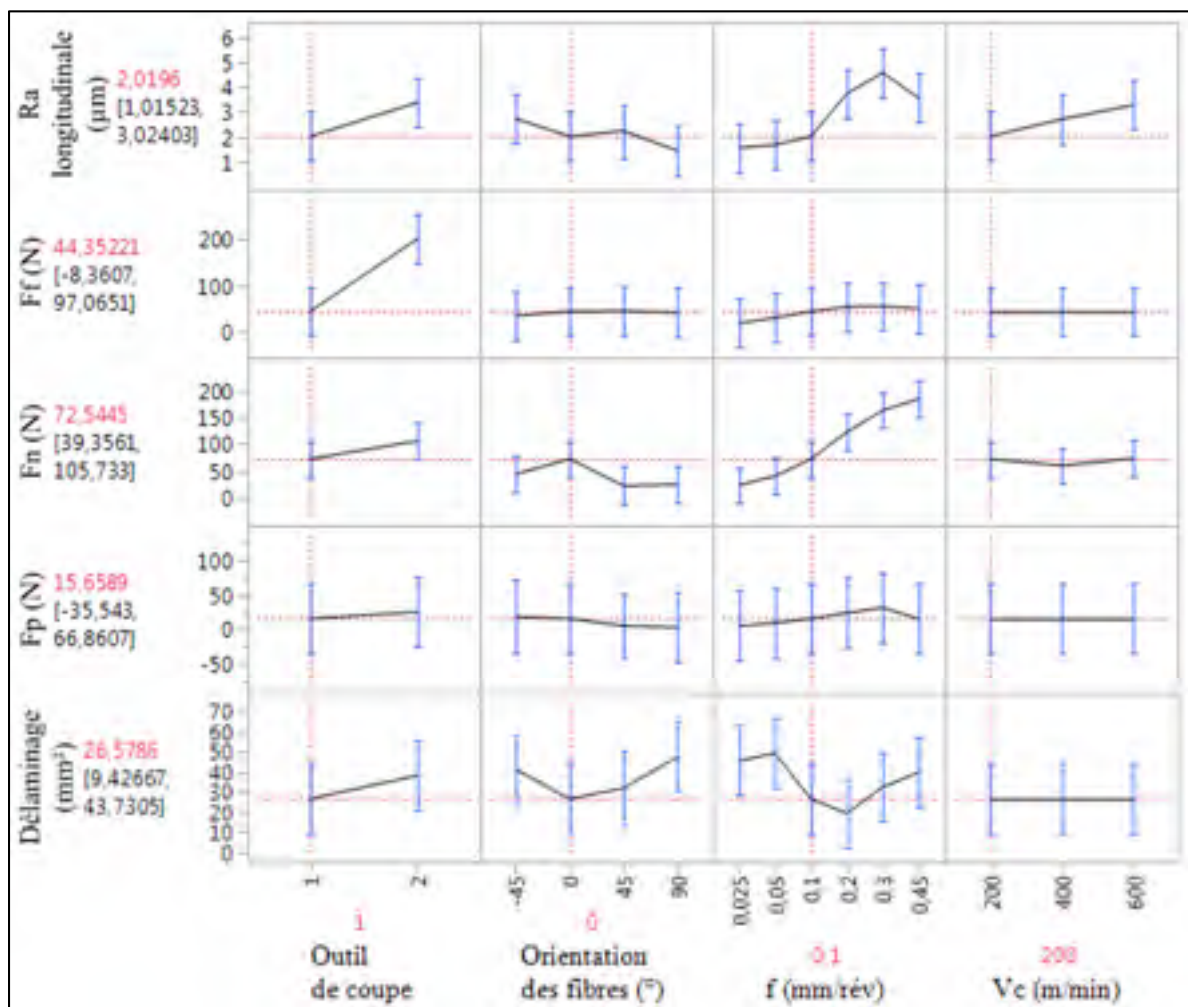


Figure 4.1 Optimisation du processus de détourage des composites verre/époxy

L'optimisation du processus de détourage du GFRP est résumée dans la figure 4.1. Une orientation des fibres à 0° , une vitesse d'avance intermédiaire ($0,1 \text{ mm/rév}$), une vitesse de coupe faible ($200 \text{ m/min} = 6683 \text{ RPM}$) et un outil de coupe très tranchant avec un dur

revêtement (outil #1) représentent les paramètres de coupe optimaux. Ces niveaux de paramètres (niveau en rouge à la figure 4.1) permettent l'optimisation du processus de détournage des composites verre/époxy (dans les limites des paramètres de notre expérimentation).

Les tableaux 4.7 et 4.8 représentent quelques clichés d'échantillons pour des conditions de coupe bien précises. Ces clichés confirment les conclusions faites ci-haut. En somme, l'outil #1 offre une meilleure usinabilité avec beaucoup moins de délaminage. De plus, pour les échantillons détournés avec l'outil #2, le pire état de surface est obtenu lorsque les fibres sont orientées à -45° et le meilleur état de surface est atteint lorsque θ est de 0° ou 45° . Le délaminage le plus élevé est obtenu lorsque f est élevée. Un meilleur état de surface, lorsque l'orientation des fibres est de 0° , est généré lorsque le détournage s'opère à des avances intermédiaires. De plus, La vitesse de coupe n'influence pas l'étendue de la surface délaminiée. Quant au cas de l'outil #1, les échantillons en composite renforcé par des fibres orientées à -45° occasionnent le pire délaminage tandis que ceux renforcés par des fibres à 0° génèrent le meilleur état de surface. Lorsque θ est de -45° et Vc est de 200 m/min , le délaminage est quasi constant lorsque f passe de $0,025$ à $0,1\text{ mm/rév}$. Il diminue ensuite lorsque f est à un niveau intermédiaire et augmente enfin à $f6$ ($0,45\text{ mm/rév}$). Lorsque θ est de -45° et que Vc est de 600 m/min , Ad augmente quand f augmente de $0,05$ à $0,45\text{ mm/rév}$. Pour une orientation de fibres de 0° , 90° et 45° , aucune influence des paramètres de coupe n'est visible excepté quand θ est de 45° et f est de $0,05\text{ mm/rév}$ où quelques fibres non coupées apparaissent.

Tableau 4.7 Fini de surface des sections usinées avec l'outil #1
en fonction de θ , de f et de V_c (GFRP) (X20)

































































	-45°	0°	45°	90°
$f = 0,025$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,1$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,3$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,2$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				

Tableau 4.8 Fini de surface des sections usinées avec l'outil #2
en fonction de θ , de f et de V_c (GFRP) (X20)

	-45°	0°	45°	90°
$f = 0,025$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,1$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,3$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,2$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				

4.3 Usure de l'outil de coupe du composite verre époxy

Les composites à fibres de verre s'avèrent très abrasifs. Leur usinabilité est médiocre comparée à celle des composites à fibres de lin. La figure 4.2 montre l'outil #1 et l'outil #2 au début du détournage (*Voir* Figure 4.2.a) et à la fin de l'usinage de la deuxième plaque (à la fin de la découpe de la première répétition des expériences) (*Voir* Figure 4.2.b) soit après une découpe de 2,64 m de longueur. De l'usure significative affecte l'arête de coupe et plus particulièrement le rayon de coupe de l'outil #2. Une abrasion de l'arête tranchante en résulte. Quant à l'outil #1, une faible usure en dépouille non significative apparaît. L'outil #1 observe un recul moyen de l'arête de coupe de l'ordre de 20 μm et un retrait moyen du revêtement diamant sur environ 40 μm . Cette observation confirme bien le caractère abrasif des fibres de verre. Les FFRP assurent donc une plus longue durée de vie de l'outil de coupe.

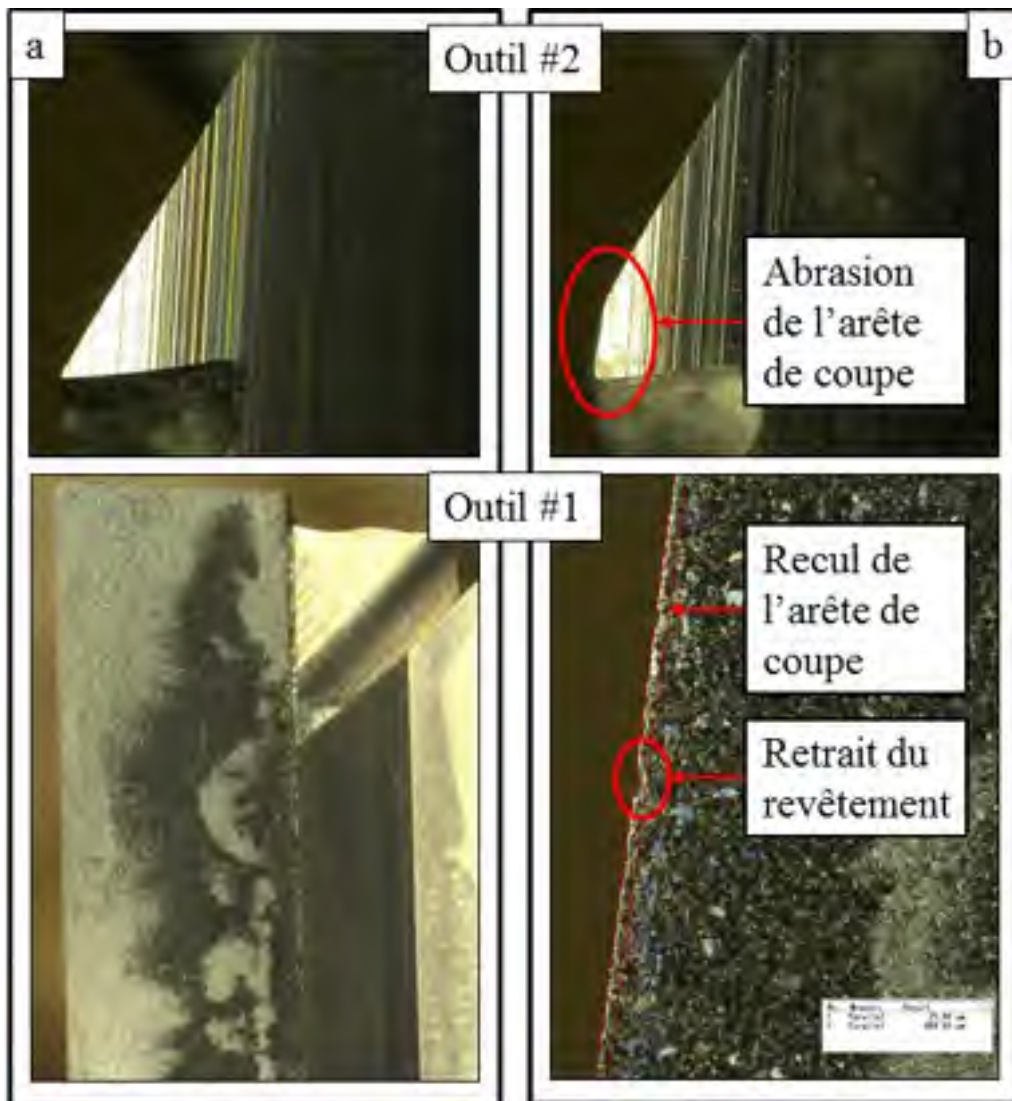


Figure 4.2 Outils de coupe a) au début et b) à la fin de l'opération de détournage (X100)

La figure 4.3 représente l'évolution de l'usure radiale de l'arête de l'outil #2 (différence entre le rayon de coupe de l'outil neuf et de l'outil après l'opération de coupe) en fonction de la longueur coupée. L'usure de l'outil #1 ne sera pas représentée, car elle reste faible par rapport au seuil de fin de vie de l'outil tout au long de l'expérimentation.

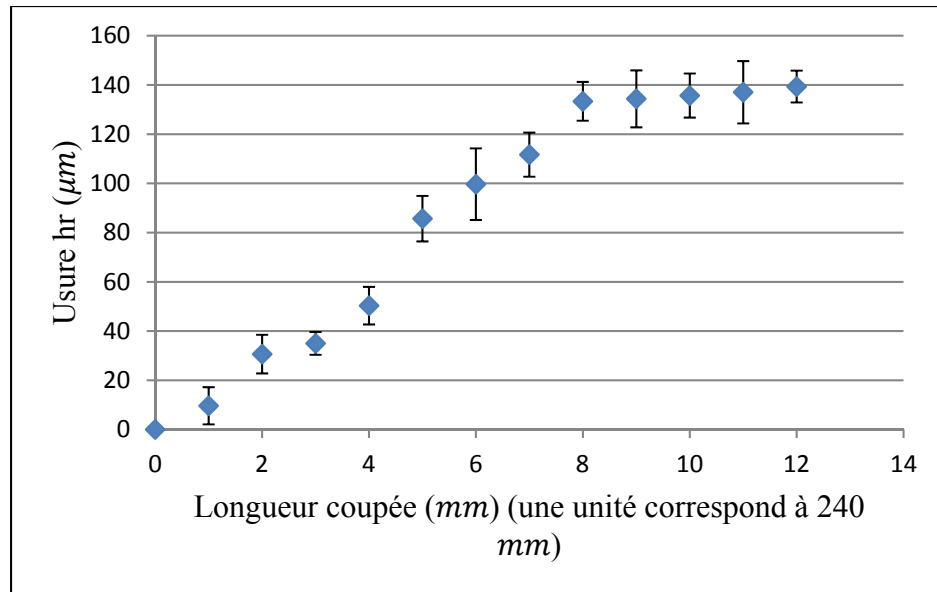


Figure 4.3 Évolution de l'usure radiale de l'outil #2 en fonction de la longueur coupée

4.4 Comparaison des efforts de coupe

La figure 4.4 montre l'effet principal de la vitesse d'avance sur la rugosité arithmétique, peu importe l'outil de coupe et l'orientation des fibres. Lors de l'usinage du composite verre/époxy, l'effort d'avance et l'effort normal croient linéairement lorsque f augmente de 0,025 à 0,3 mm/rév puis se stabilisent ensuite lorsque f varie de 0,3 à 0,45 mm/rév. Ces deux efforts sont toujours plus élevés que ceux générés lors de l'usinage du composite lin/époxy. L'effet de l'avance est d'autant plus important pour les avances élevées (la différence entre les valeurs des efforts des deux matériaux devient de plus en plus flagrante lorsque l'avance augmente). Ceci peut être expliqué par l'influence de l'usure de l'outil de coupe qui fait augmenter l'effort normal et l'effort d'avance. En effet, lorsque l'usure augmente, les frottements outil/matière augmentent. L'effort exercé par l'outil pour couper la matière augmente alors pour compenser les forces de frottement. Cette usure est beaucoup plus prononcée lors du détourage des composites à fibres de verre. L'effort axial n'est pas influencé par l'usure puisque la force de frottement est générée dans le plan XY .

La force axiale, quant à elle, dépend faiblement du type de renforcement (lin vs verre). En effet, les différences significatives sont obtenues lorsque l'avance est de 0,025 et 0,45 mm/rév. Le composite FFRP offre le meilleur résultat (F_p maximal) lorsque l'avance est faible alors que le composite GFRP s'avère meilleur du point de vue effort axial pour les fortes avances.

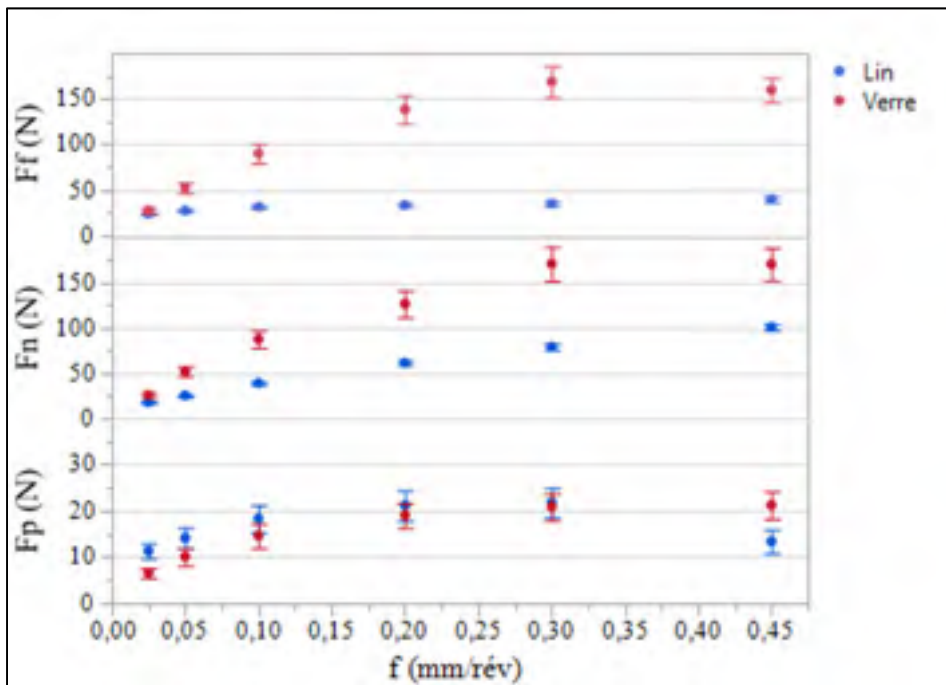


Figure 4.4 Comparaison des efforts de coupe des composites lin/époxy et verre/époxy en fonction de f indépendamment de l'outil de coupe

Afin d'affiner les résultats précédents, l'interaction entre l'avance, l'outil de coupe et l'orientation des fibres est étudiée (Voir Figure 4.5). Durant une découpe avec l'outil #2, on note le même phénomène observé plus haut. La force d'avance générée par l'usinage du GFRP augmente linéairement avec f lorsque les fibres sont orientées à -45° et 45° . Elle suit une tendance parabolique lorsque θ est de 90° avec un maximum à une avance intermédiaire (entre 0,2 et 0,3 mm/rév). Par ailleurs, pour les fibres orientées à 0° , F_f croît avec f jusqu'à une valeur de 0,2 mm/rév puis se stabilise. La force d'avance décroît légèrement lorsque f augmente à 0,45 mm/rév. Mais cette décroissance semble ne pas être significative vu que

l'intervalle de confiance de la moyenne correspondante se chevauche avec celui de $f5$. Quelles que soient l'avance et l'orientation des fibres, les efforts de coupe sont beaucoup plus importants, suite au détournage du GFRP avec l'outil #2 comparativement au détournage du FFRP avec le même outil.

Commençons par remarquer que les efforts de coupe du GFRP occasionnés par l'outil #2 sont plus élevés que ceux obtenus avec l'outil #1. Cela confirme que l'effort d'avance est influencé par le matériau et le revêtement de l'outil de coupe. Les composites à fibres de verre semblent être très abrasifs comparativement aux composites à fibres de lin (efforts de coupe plus élevés). Pour l'outil #1, un phénomène d'inversement de tendance est observé pour tous les angles d'orientation des fibres. Lorsque θ est de -45° , l'effort d'avance du lin/époxy est plus élevé que celui du composite verre/époxy pour les faibles avances et jusqu'à une avance intermédiaire (entre 0,1 et 0,2 mm/rév). À cette avance, les deux efforts d'avance sont équivalents. Au-delà, les fibres de lin présentent de meilleurs résultats (efforts plus faibles). La même observation est faite pour les autres orientations, mais à des avances différentes (à 0,05 mm/rév lorsque θ est de 0° , entre 0,025 et 0,05 mm/rév lorsque θ est de 45° et entre 0,05 et 0,1 mm/rév lorsque θ est de 90°). Ce résultat ne signifie guère que les comportements des tendances des deux matériaux en fonction de f sont inversés. Cependant, ils évoluent plus vite dans le cas du composite à fibres de verre.

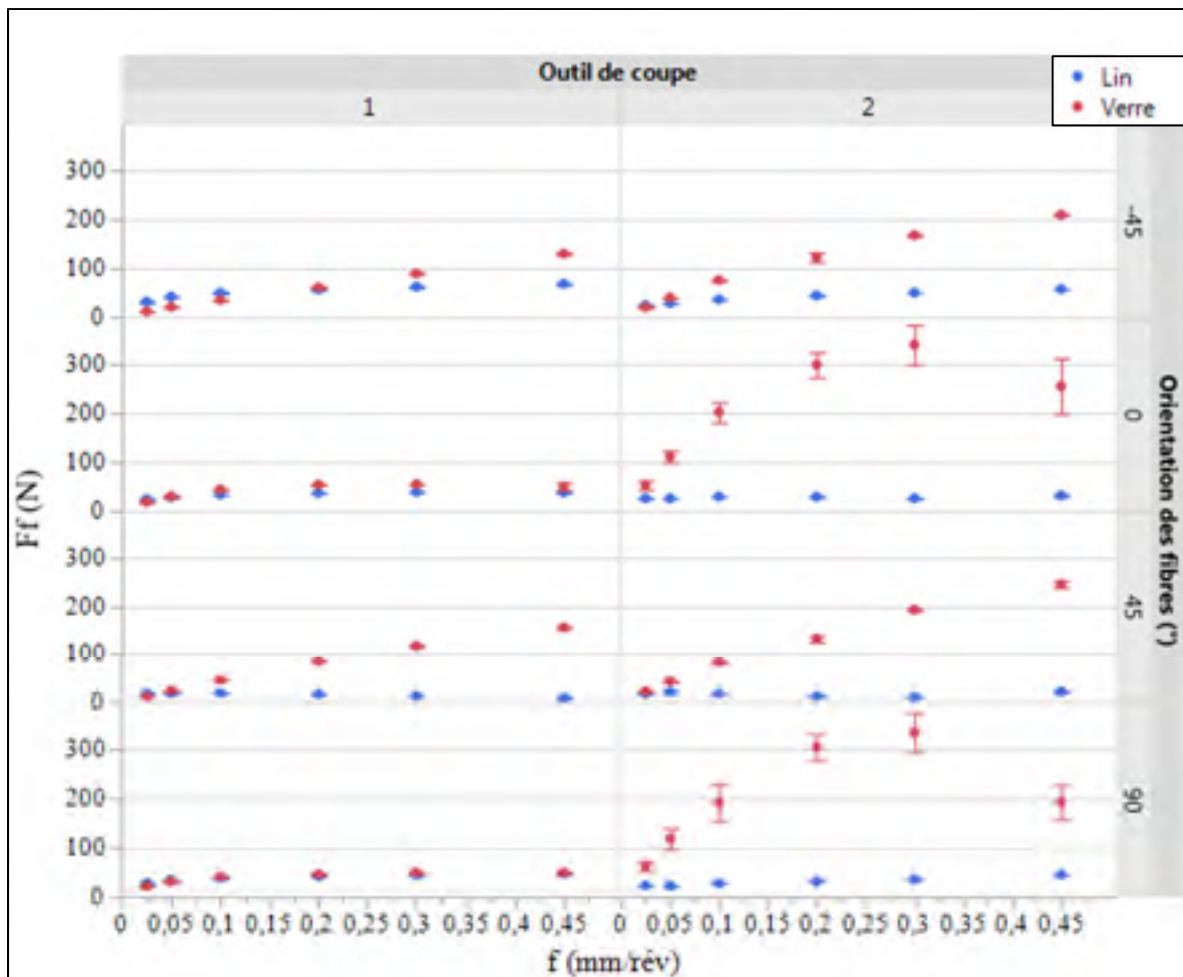


Figure 4.5 Comparaison des efforts d'avance des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de V_c

Pour l'outil #1 et lorsque θ est de 90° , l'échelle de la figure 4.5 ne permet pas d'identifier la tendance de l'effort d'avance en fonction de f pour les deux matériaux. La figure 4.6 représente un zoom de cette zone.

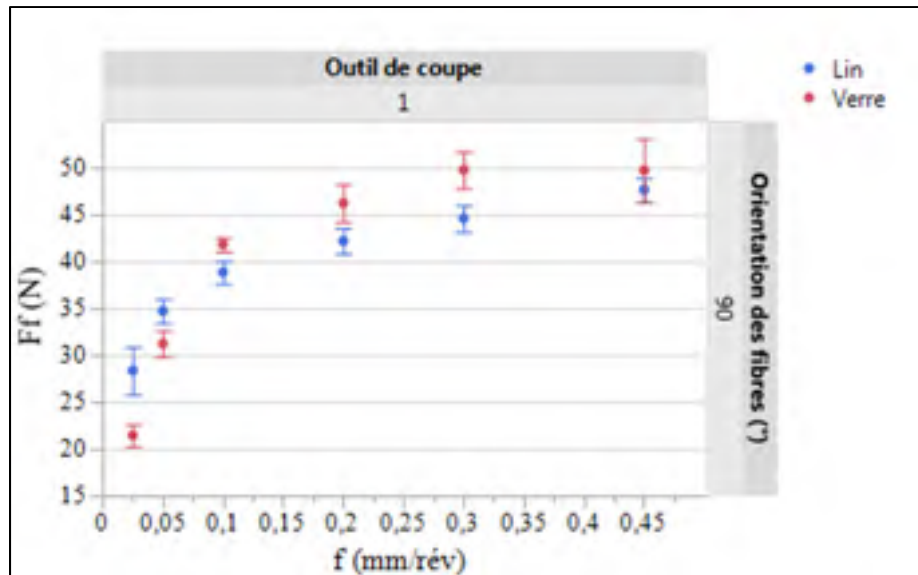


Figure 4.6 Zoom sur l'effort d'avance en fonction de f avec l'outil #1 et lorsque $\theta = 90^\circ$ indépendamment de V_c

Globalement, l'effort normal généré par le détournage du GFRP en fonction de l'avance suit la même tendance que l'effort d'avance et ce quels que soient l'angle d'orientation des fibres et l'outil utilisé (*Voir* Figure 4.7).

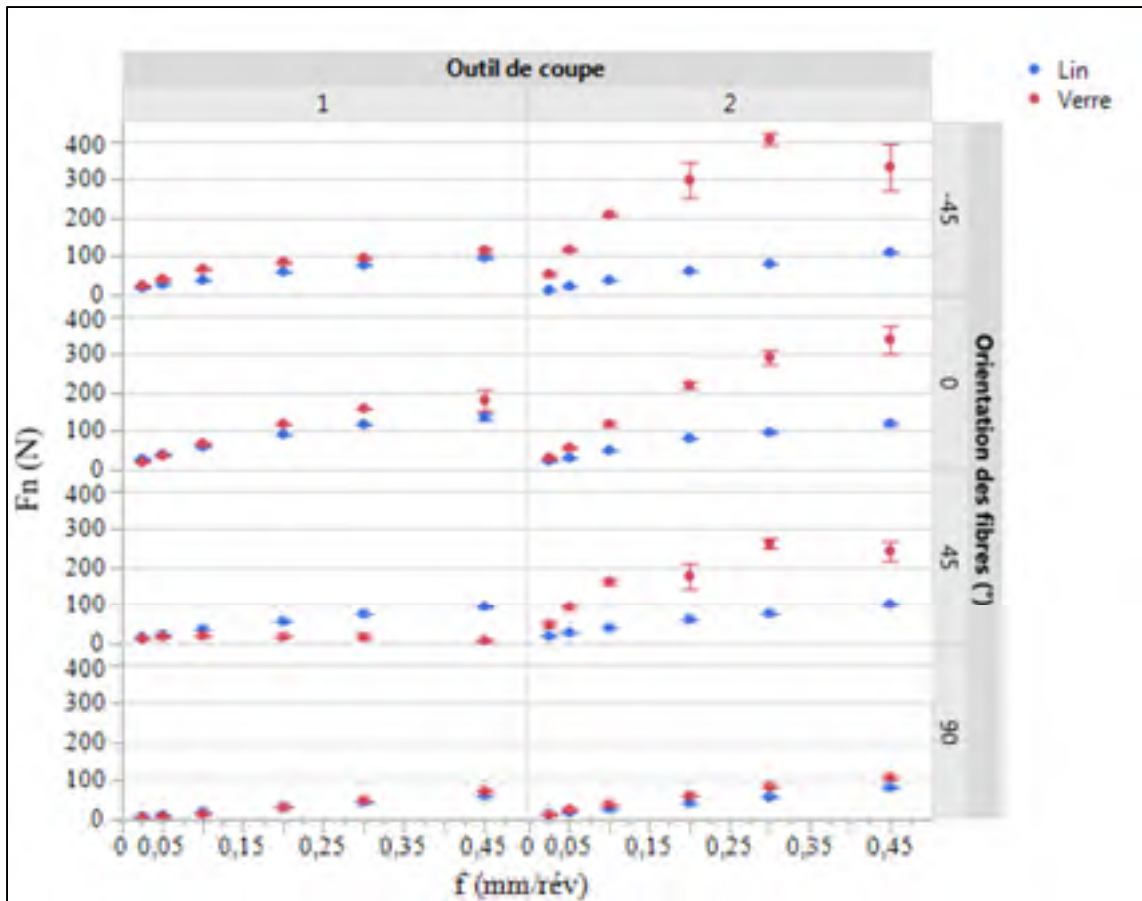


Figure 4.7 Comparaison des efforts normaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de V_c

Les efforts axiaux de découpe du GFRP réalisés avec l'outil #1 sont toujours plus élevés que les efforts axiaux générés par le détournage du composite à fibres de lin (*Voir* figure 4.8). Pour les échantillons détournés avec l'outil #2, les conclusions diffèrent selon l'orientation des fibres. Quand les fibres sont orientées à -45° , les efforts axiaux correspondant aux deux matériaux sont similaires lorsque l'avance augmente de 0,025 à 0,1 mm/rév. Au-delà de cette plage, la force F_p pour le composite lin/époxy devient supérieure à celle du composite verre/époxy. Quant aux fibres à 0° , 45° et 90° , les courbes se croisent à différentes valeurs de f dépendant de l'orientation des fibres. Elles correspondent respectivement à une avance élevée de 0,45 mm/rév (à 0°), une avance entre 0,3 et 0,45 mm/rév (à 45°) et une avance intermédiaire de 0,2 mm/rév (à 90°).

Pour les échantillons détourés avec l'outil #1, les efforts axiaux du composite à fibres de verre sont plus élevés que ceux du composite à fibres de lin. Ces efforts devraient être nuls vu l'angle d'hélice nul de l'outil #1. Ces efforts ne sont pas nuls, mais sont faibles et ne dépassent pas 30 N. Rappelons qu'avec cet outil, l'effort passif du FFRP est quasi nul quel que soit θ .

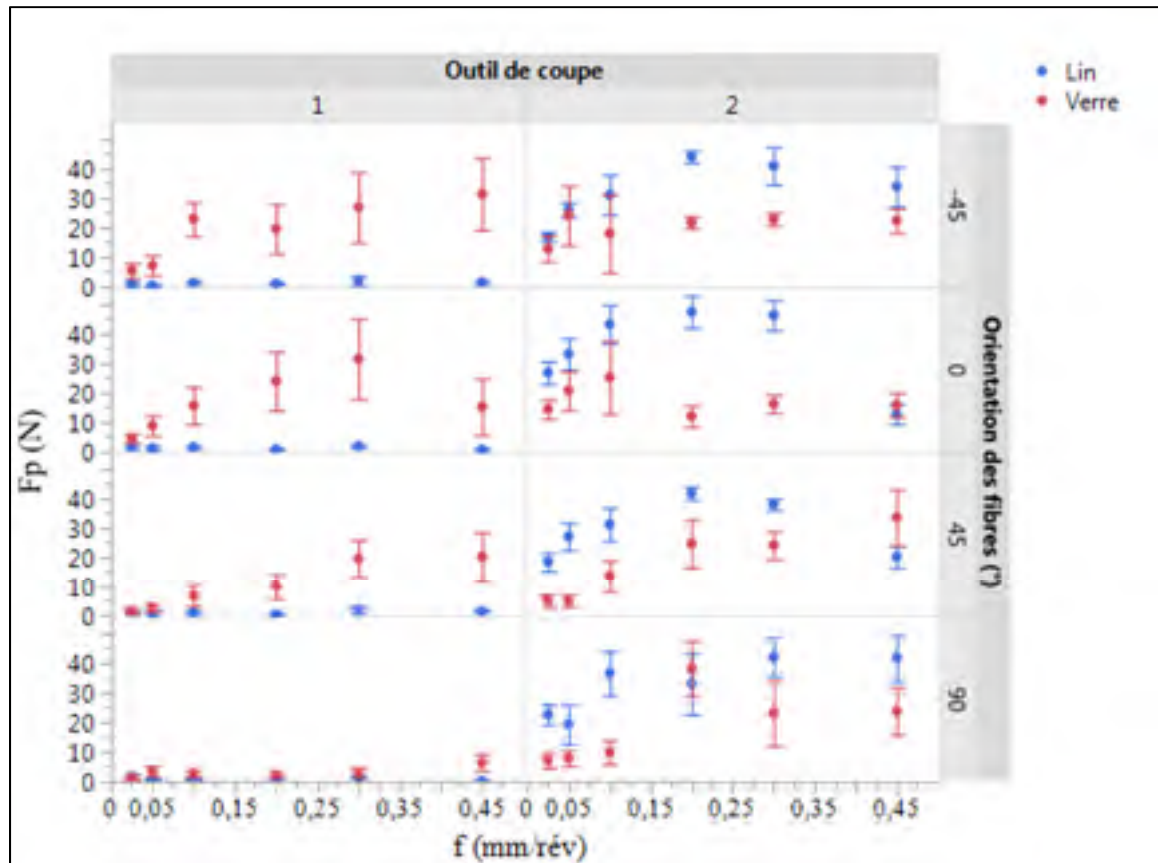


Figure 4.8 Comparaison des efforts axiaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de V_c

De manière générale, la comparaison de l'effort d'avance (F_f) et de l'effort normal (F_n) des deux types de composites dépend fortement de l'outil de coupe. Lorsque le détourage est réalisé avec l'outil #1, deux zones existent. La première correspond aux vitesses d'avance faibles à intermédiaires où les efforts obtenus lors de la découpe du FFRP sont plus élevés que ceux obtenus lors de la découpe du GFRP. La deuxième partie correspond aux avances intermédiaires à élevées où le phénomène inverse est observé. Lorsque le détourage est réalisé

avec l'outil #2, l'effort d'avance et l'effort normal induits par la découpe du renfort en lin sont 4 à 5 fois plus faibles que ceux induits par le renfort en verre.

La vitesse de coupe est très peu influente (*Voir* figures 4.9 à 4.11). Aucune tendance particulière en fonction de V_c n'est observée. Quels que soient l'orientation des fibres et l'outil de coupe, la meilleure usinabilité (efforts d'avance et efforts normaux les plus faibles) est obtenue lors du détourage des composites à fibres de lin.

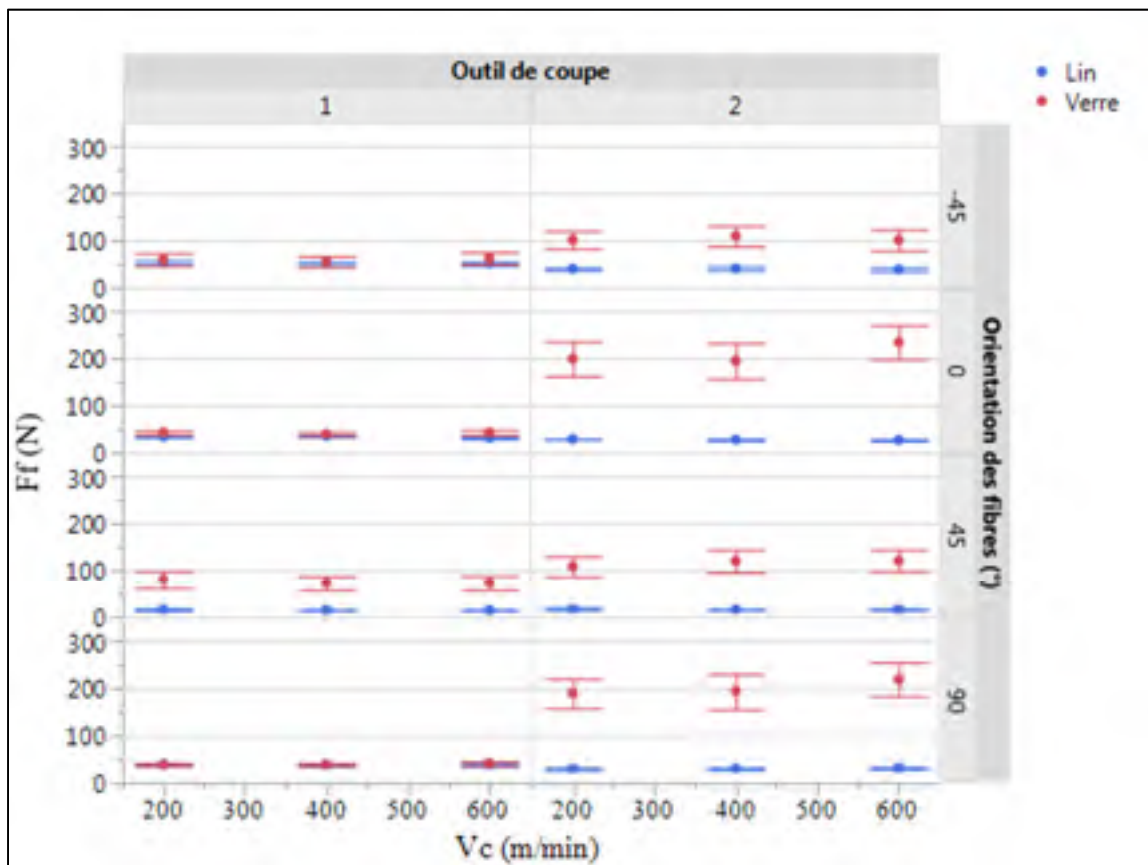


Figure 4.9 Comparaison des efforts d'avance des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de V_c , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f

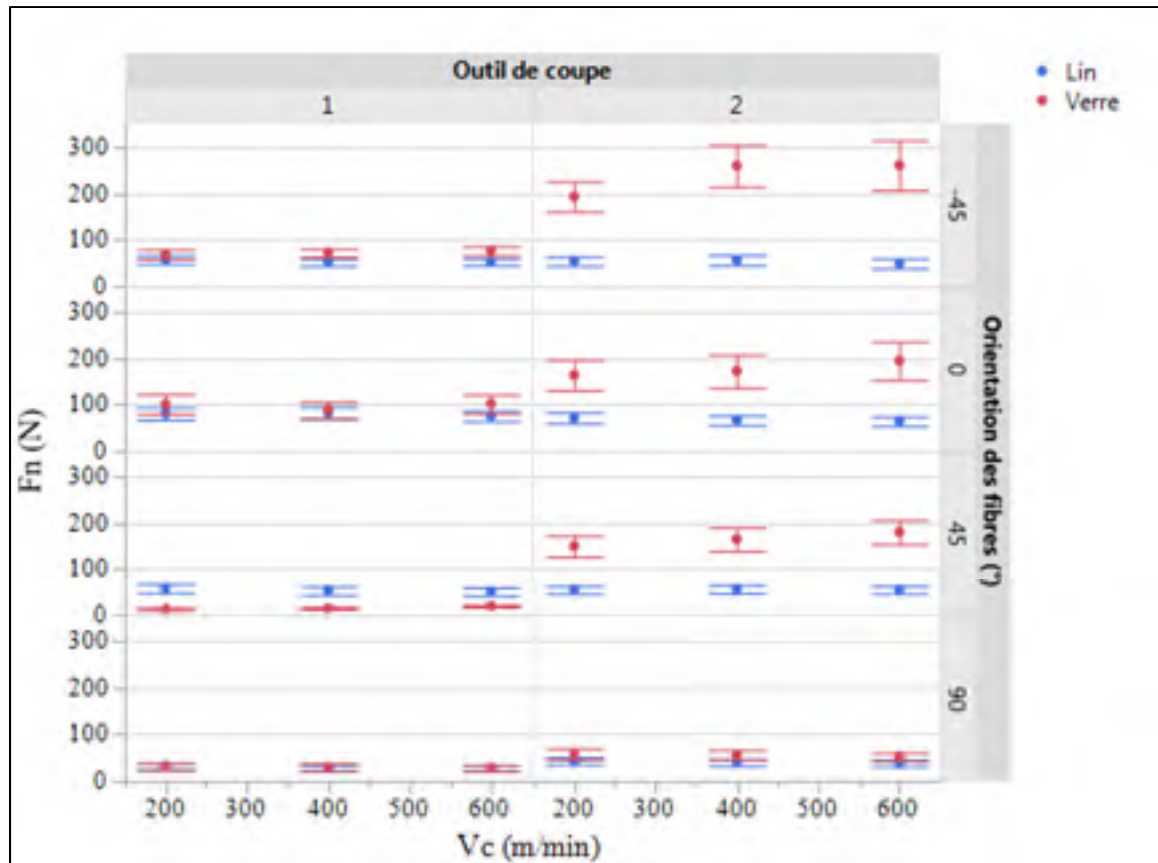


Figure 4.10 Comparaison des efforts normaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de V_c , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f

Si l'on considère les efforts axiaux des deux types de composites (*Voir* Figure 4.11), la meilleure usinabilité est obtenue pour le composite à fibres de lin (F_p est à maximiser) dans le cas du détournage avec l'outil #2. Lorsque l'outil #1 est utilisé, les efforts axiaux devraient être nuls ce qui n'est pas le cas avec le composite à fibres de verre. Ceci pourrait être expliqué par l'état d'usure de l'outil de coupe qui augmente les efforts de coupe. En effet, un faible recul de l'arête de coupe a été observé. En conséquence, l'angle d'hélice augmente légèrement. Or, c'est un angle d'hélice nul qui annule la force axiale. On ne peut donc pas comparer les deux types de renforts vis-à-vis de F_p .

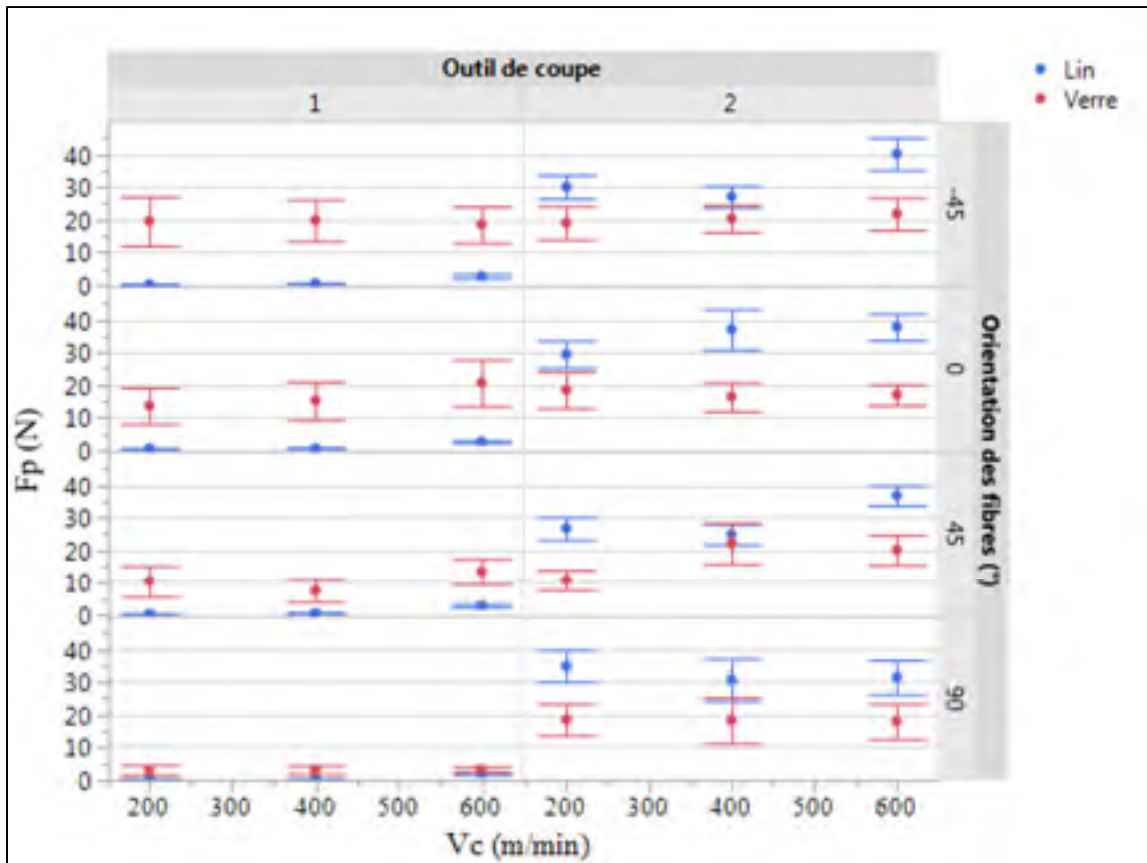


Figure 4.11 Comparaison des efforts axiaux des composites FFRP et GFRP en fonction de l'interaction de V_c , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f

La figure 4.12 illustre l'évolution des efforts de coupe en fonction du type de renfort (lin vs verre) et de l'orientation des fibres lorsque ces dernières sont découpées avec l'outil #1. L'effort d'avance de l'usinage du GFRP suit d'une manière générale la même tendance que l'effort d'avance de l'usinage du FFRP à une exception lorsque θ est de 45° . Il s'agit de l'effort le plus élevé pendant le détournage du laminé verre/époxy. Pour les fibres orientées à 90° , les efforts d'avance des deux matériaux sont égaux (les intervalles de confiance se chevauchent). Pour les trois autres cas, les fibres de lin présentent une force d'avance plus faible que celle des fibres de verre.

L'effort normal du composite à fibres de verre est maximal lorsque les fibres sont orientées à 0° et est minimal à 45° . Pour les angles d'orientation de -45° et 0° , les fibres de verre produisent le pire état de force tandis qu'à 45° , elles génèrent les efforts les plus faibles. À

90°, le type de renfort ne semble pas influencer l'effort normal. Quand l'orientation des fibres augmente de -45° à 0° , l'effort passif créé par les fibres de verre est constant et est maximum entre -45° et 0° (les intervalles de confiance se chevauchent). Il diminue ensuite lorsque θ évolue de 0° à 90° avec minimum à 90° .

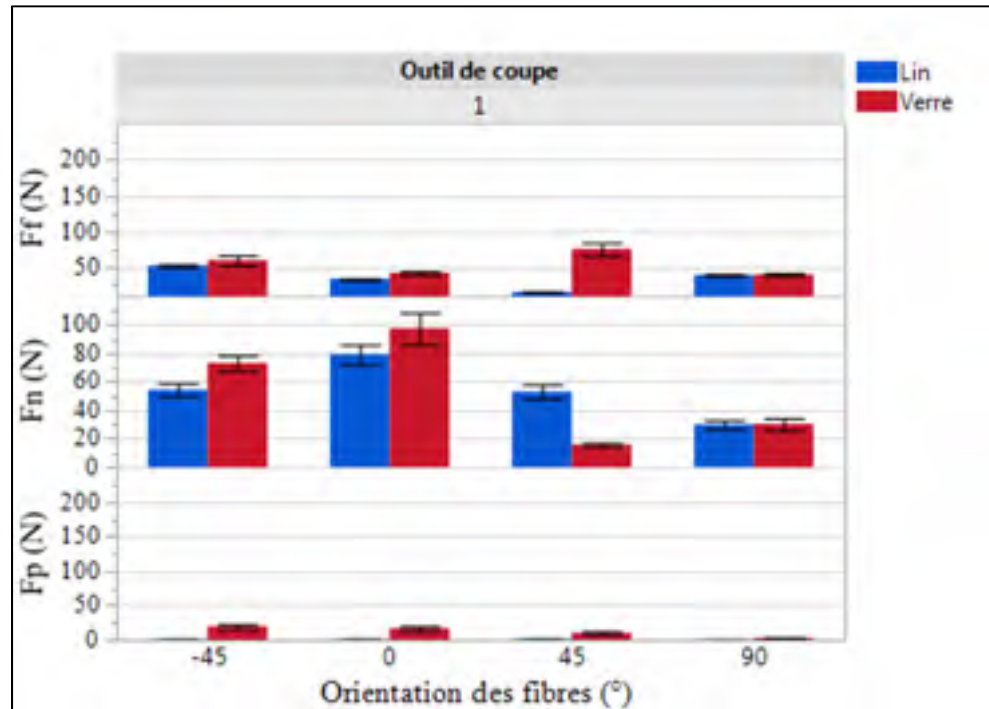


Figure 4.12 Comparaison des efforts de coupe de l'outil #1 en fonction de θ indépendamment de f et de V_c

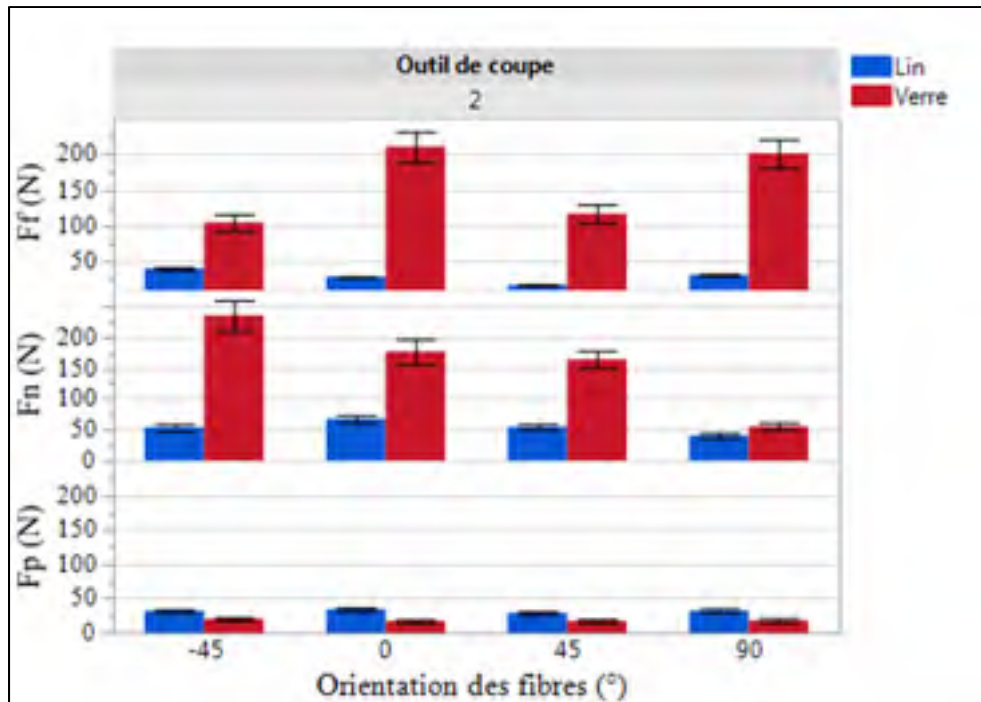


Figure 4.13 Comparaison des efforts de coupe de l'outil #2 en fonction de θ indépendamment de f et de Vc

Avec l'outil #2, la force normale et la force d'avance du composite à fibres de verre sont plus élevées que celles du composite à fibres de lin (Voir figure 4.13). La valeur de l'effort passif du composite à fibres de verre est quasi constante avec une moyenne de l'ordre de 15 N. La force d'avance varie entre deux niveaux à savoir un niveau supérieur pour θ égal à 0° et 90° et un niveau inférieur, lorsque θ égal à -45° et 45° . Quant à la force normale, la valeur la plus élevée correspond à une orientation de -45° et la valeur la plus faible correspond à une orientation de 90° . Lorsque θ est de 0° et 45° , l'effort normal est équivalent.

4.5 Comparaison du délaminage

Considérons le délaminage des échantillons en composite à fibres de verre (Voir Figure 4.14). L'étendue de la délamination augmente logarithmiquement avec l'avance et ce quels que soient les autres paramètres (effet principal), ce qui corrobore avec la littérature exposée par Babu et al. (2013) concernant le détournement d'un composite verre/polyester. Le délaminage le plus faible est obtenu lorsque l'avance est faible (entre 0,025 et 0,05 mm/rév). Lorsque f augmente de

0,1 à 0,45 $mm/rév$, Ad augmente significativement. L'étendue des intervalles de confiance croît avec Ad . Cela implique une autocorrélation des résultats et donc l'existence d'un facteur bruit. Ce facteur peut être l'usure de l'outil de coupe dont l'effet s'intensifie avec l'avance.

Le comportement du délaminage face à la vitesse d'avance change radicalement avec le type de renfort. En effet, la nature viscoélastique des fibres de lin favorise le délaminage de type II (fibres non coupées) alors que la nature des fibres de verre favorise le délaminage de type I (par arrachement des fibres de la couche supérieure externe). Dans ce cas, les fibres sont fracturées brutalement, voire même arrachées lorsque f augmente. Ceci donne lieu à un point expérimental de croisement de courbes pour lequel les surfaces délaminées des deux matériaux sont égales. Ce point correspond à une avance intermédiaire (entre 0,05 et 0,1 $mm/rév$) très proche de l'avance optimale pour le détournage des composites à fibres de lin. Pour des avances plus faibles, le lin est plus délaminé que le verre. Ce dernier subit un délaminage plus prononcé pour les avances intermédiaires à élevées (de 0,1 à 0,45 $mm/rév$)

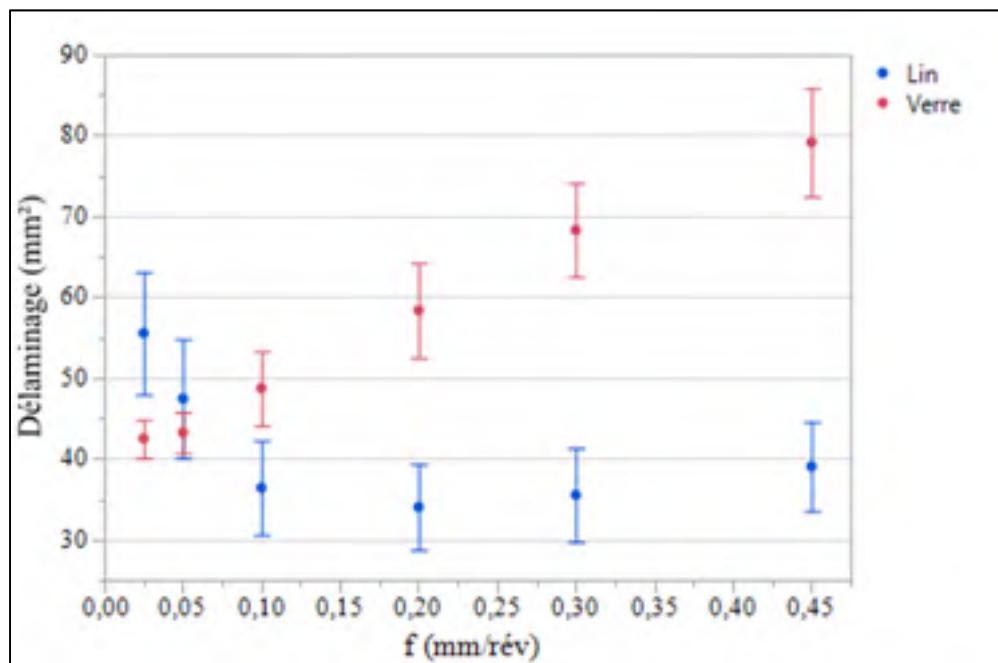


Figure 4.14 Comparaison de Ad en fonction de f des 2 matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de V_c (effet principal)

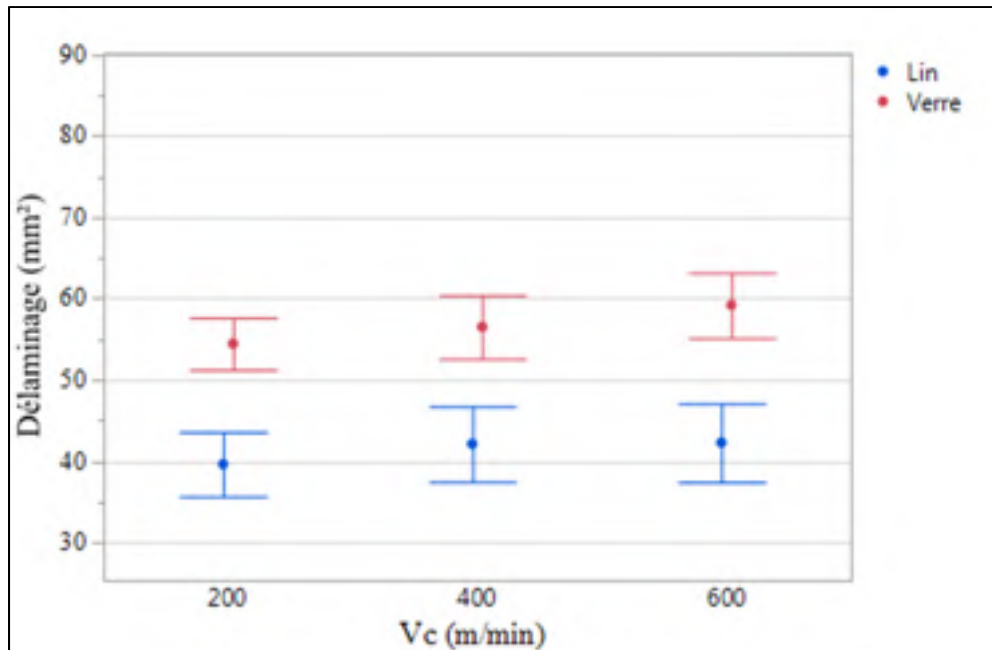


Figure 4.15 Comparaison de Ad en fonction de Vc des 2 matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de Vc (effet principal)

Tel que le cas du composite à fibres de lin, la vitesse de coupe n'influence pas le comportement du délaminage des échantillons de GFRP (Voir Figure 4.15). Avec l'outil #2, quelle que soit Vc , le délaminage subi par les sections en composite à fibres de verre est plus élevé que celui subi par les sections en composite à fibres de lin.

Avec l'outil #1, lorsque les fibres sont orientées à -45° et 90° , le composite verre/époxy montre de meilleurs résultats vis-à-vis du délaminage (Voir Figure 4.16 à 4.17). Cela s'explique par le mode de découpe par flexion puis cisaillement à ces orientations. Les fibres de lin sont plus ductiles et résilientes que les fibres de verre. Elles fléchissent au lieu d'être découpées. Or, la flexion du lin n'est pas suffisante pour que les fibres cassent ce qui génère un délaminage très élevé. Les fibres de verre, quant à elles, fléchissent puis se fracturent brutalement. Le délaminage produit consiste alors en fibres non coupées, mais de longueur plus faible que celle des fibres de lin. Pour une orientation de 45° et avec l'outil #1, le délaminage des deux matériaux est similaire pour les vitesses d'avance intermédiaires (entre 0,1 et 0,3 mm/rév). Lorsque l'avance est faible (entre 0,025 et 0,1 mm/rév), le GFRP semble meilleur tandis que pour une avance élevée (0,45 mm/rév), le FFRP est moins

délaminé. Quant aux fibres orientées à 0° , l'outil se déplace tangentiellement aux fibres (découpe par pur délamination). Cette découpe est favorisée par la nature des fibres de verre. En conséquence, le délamination des GFRP est plus élevé.

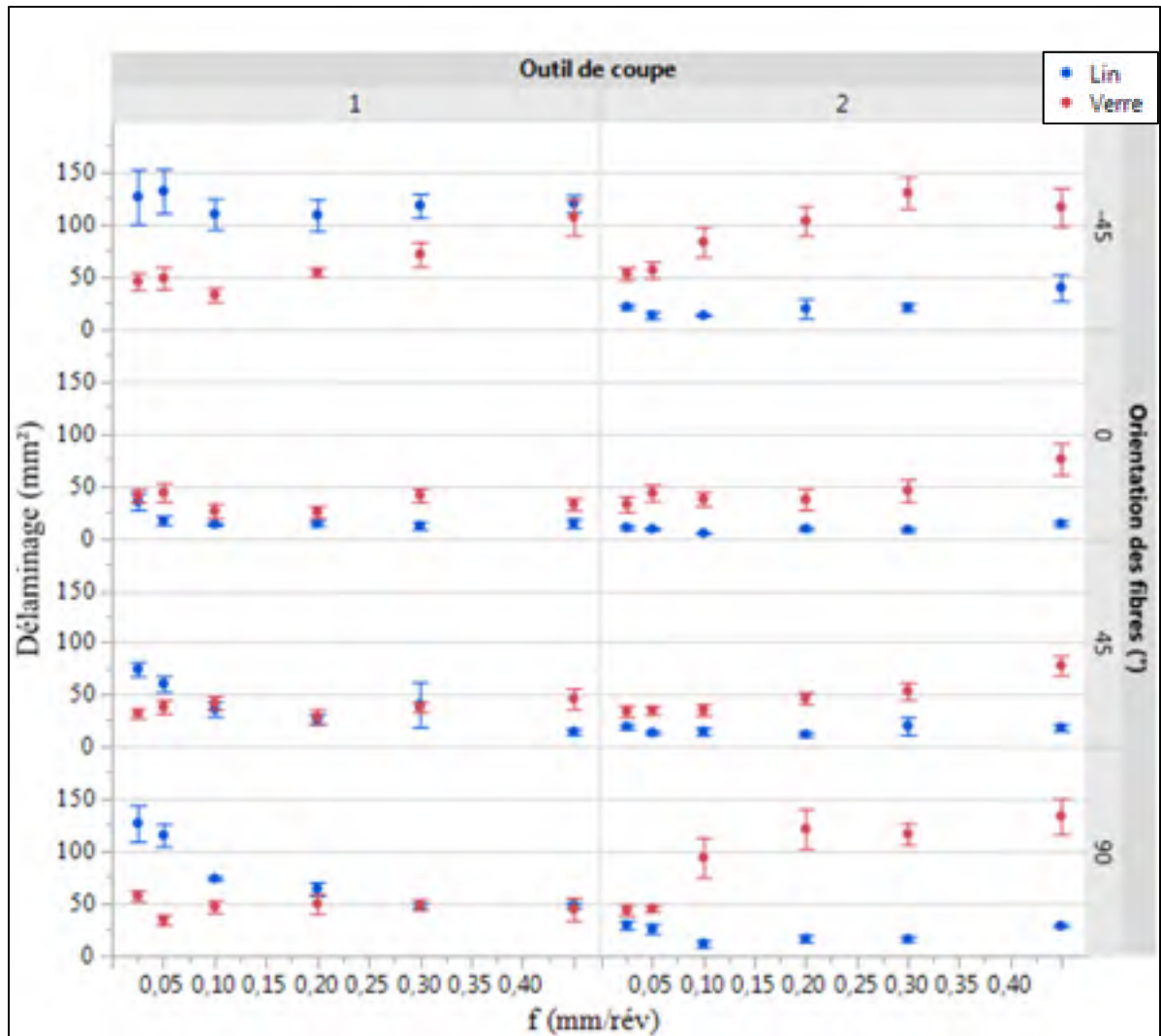


Figure 4.16 Comparaison du délamination des composites lin/époxy et verre/époxy en fonction de l'interaction de f , θ et de l'outil de coupe indépendamment de V_c

Pour les échantillons usinés avec l'outil #1, le GFRP est moins délaminé et ce quelle que soit la vitesse de coupe lorsque les fibres sont orientées à -45° et 90° . Lorsque θ est de 0° et avec l'outil #1, le FFRP présente le meilleur état de surface. Enfin, lorsque θ est de 45° , le délamination subi par les deux matériaux est le même quelle que soit V_c (avec l'outil #1). Quant

aux sections usinées avec l'outil #2, quelles que soit l'orientation des fibres et la vitesse de coupe, le GFRP subit le délaminage le plus prononcé.

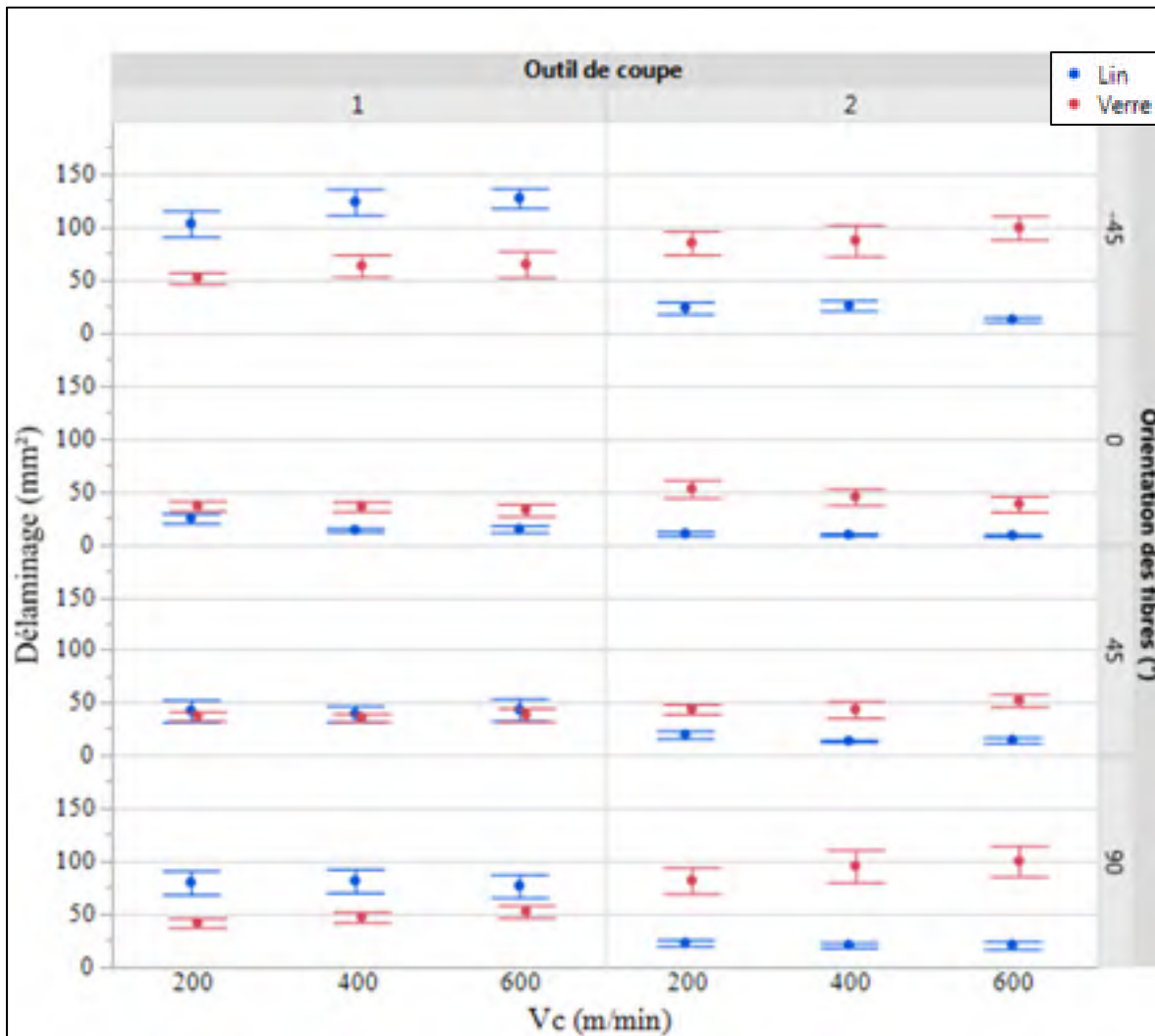


Figure 4.17 Comparaison du délaminage des composites lin/époxy et verre/époxy en fonction de l'interaction de V_c , θ et de l'outil de coupe indépendamment de f

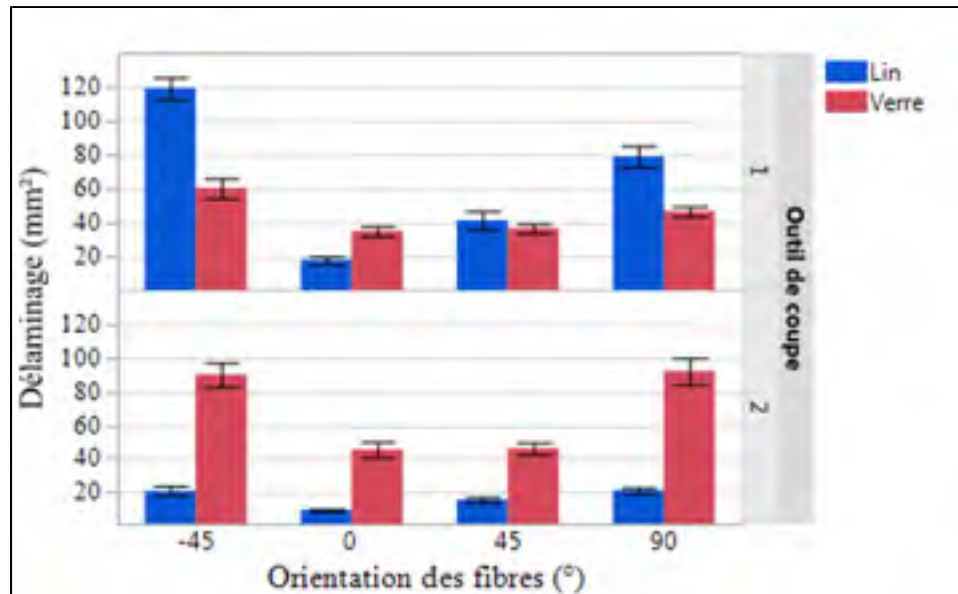


Figure 4.18 Délaminage en fonction de l'outil de coupe et de θ indépendamment de f et de V_c

Il est intéressant de noter que, dépendamment de l'outil utilisé, le comportement au délaminage en fonction du type de renfort est inversé (*Voir* Figure 4.18). En d'autres termes, la variation de Ad en fonction de l'orientation des fibres de lin lorsque l'outil utilisé est l'outil #1 est similaire à celle du délaminage en fonction de l'orientation des fibres de verre lorsque l'usinage est opéré avec l'outil #2. De même, le délaminage des échantillons en GFRP généré par l'outil #1 est similaire à celui des échantillons en FFRP généré par l'outil #2. Cependant, dans ce dernier cas, le phénomène est moins évident. Cette observation rappelle le résultat de la section 3.5.3 (*Voir* Figure 3.27 et 3.28).













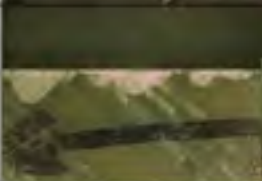











Les tableaux 4.9 et 4.10 représentent quelques clichés d'échantillons de composites à fibres de lin et de composites à fibres de verre pour des conditions de coupe bien précises. Ces clichés confirment les conclusions faites ci-haut. En somme, il est bien visible qu'avec l'outil #1 et lorsque les fibres sont orientées à -45° , le FFRP subit le délaminage le plus élevé. De plus, dans le cas du GFRP, Ad augmente avec f quelle que soit θ . Cette tendance est plus visible pour l'outil #2. Pour l'outil #1, la tendance est évidente lorsque θ est de -45° tandis que pour les autres orientations l'évolution de Ad en fonction de f semble moins évidente (plutôt constante). À 0° , le délaminage est quasi constant, et ce quel que soit le matériau usiné. À 45° ,

le délaminage du FFRP est plus élevé lorsque f est de 0,05 et de 0,1 $mm/rév$. Mais ce phénomène n'est pas assez évident. Enfin, lorsque θ est de 90° , l'étendu du délaminage du FFRP est plus élevé quelle que soit l'avance et plus particulièrement avec l'outil #1. Ce délaminage diminue avec f de façon à réduire le décalage entre sa valeur et la valeur du délaminage du GFRP. Quant aux échantillons usinés avec l'outil #2, le délaminage augmente avec f . Il est plus important dans le cas du GFRP et ce quelle que soit l'orientation des fibres et quelle que soit l'avance. Ainsi, l'outil #2 est plus convenable au détournage du FFRP tandis que l'outil #1 convient mieux pour le détournage du GFRP. Par ailleurs, les fibres orientées à -45° offrent le pire état de surface. Il est important de noter que la comparaison à vitesses de coupe différentes (200 m/min dans le cas du GFRP et 600 m/min dans le cas du FFRP) est permise dans ce cas puisque V_c n'est pas influente sur Ad . Le choix des V_c s'est basé sur les vitesses de coupe optimales précédemment identifiées.

Tableau 4.9 Comparaison du fini de surface des sections usinées avec l'outil #1 en fonction de θ , de f et de V_c (GFRP vs FFRP) (X20)

	-45°	0°	45°	90°
$f = 0,05$ $mm/rév$ $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,05$ $mm/rév$ $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,1$ $mm/rév$ $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,1$ $mm/rév$ $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,45$ $mm/rév$ $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,45$ $mm/rév$ $V_c = 200$ m/min				

Tableau 4.10 Comparaison du fini de surface des sections usinées avec l'outil #2 en fonction de θ , de f et de V_c (GFRP vs FFRP)

	-45°	0°	45°	90°
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,05$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,1$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,1$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 600$ m/min				
$f = 0,45$ mm/rév $V_c = 200$ m/min				

4.6 Comparaison de la rugosité arithmétique

Afin de bien définir le critère de rugosité pour la comparaison des renforts à fibres de lin et des renforts à fibres de verre, les résultats de la rugosité arithmétique transversale sont comparés aux résultats de la rugosité longitudinale.

La figure suivante illustre la corrélation entre Ra_t et Ra_l . Les deux rugosités suivent la même tendance. Les courbes sont quasiment parallèles, voire équivalentes pour les faibles avances (entre 0,025 et 0,05 $mm/rév$) (les intervalles de confiance se chevauchent). Lorsque l'avance est intermédiaire (entre 0,1 et 0,2 $mm/rév$), la rugosité transversale est légèrement plus élevée que la rugosité longitudinale. À 0,3 $mm/rév$, les deux rugosités sont à nouveau équivalentes. Au-delà, une légère déviation est observée et les deux rugosités divergent. Ces résultats montrent que l'état de surface des laminés en composite GFRP après une opération de détournage est plus homogène que celui des composites à fibres de lin (pour ces composites, une différence plus significative est observée entre les résultats de la rugosité longitudinale et de la rugosité transversale, Figure 3.14).

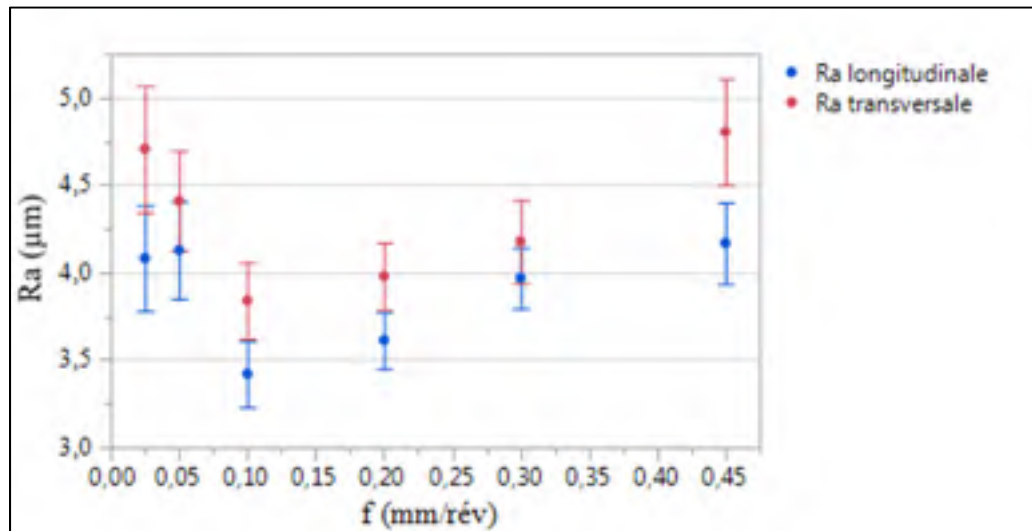


Figure 4.19 Ra_l vs Ra_t des échantillons en GFRP en fonction de l'avance indépendamment de l'outil de coupe, Vc et θ

Ainsi, c'est la rugosité arithmétique longitudinale qui sera étudiée dans cette section. Les graphiques qui suivent illustrent cette comparaison. La figure 4.20 montre l'existence d'un point de croisement de courbes correspondant à une avance de 0,1 $mm/rév$. À cette avance, la valeur de Ra_l est équivalente pour les deux composites. Rappelons que c'est le niveau optimal pour le détournage du FFRP de cette étude. Lorsque f varie de 0,025 à 0,1 $mm/rév$, le composite à fibres de verre démontre de meilleurs résultats vis-à-vis de la rugosité que le FFRP. Au-delà de $f3$, c'est le contraire. Le même phénomène est observé à la figure 4.21.

Cette dernière présente la variation de Ra_l en fonction de Vc . Le point de croisement des deux courbes correspond à une vitesse de coupe de 400 m/min . À des vitesses de coupe élevées et particulièrement à 600 m/min (la vitesse de coupe optimale précédemment identifiée), le détournage du composite lin/époxy génère de meilleurs états de surface.

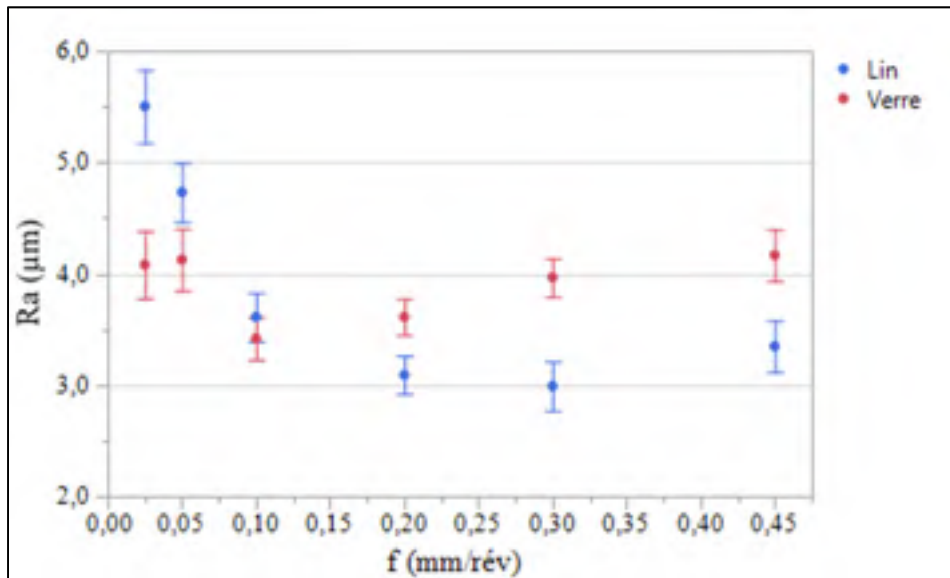


Figure 4.20 Comparaison de Ra_l en fonction de f des deux matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de Vc (effet principal)

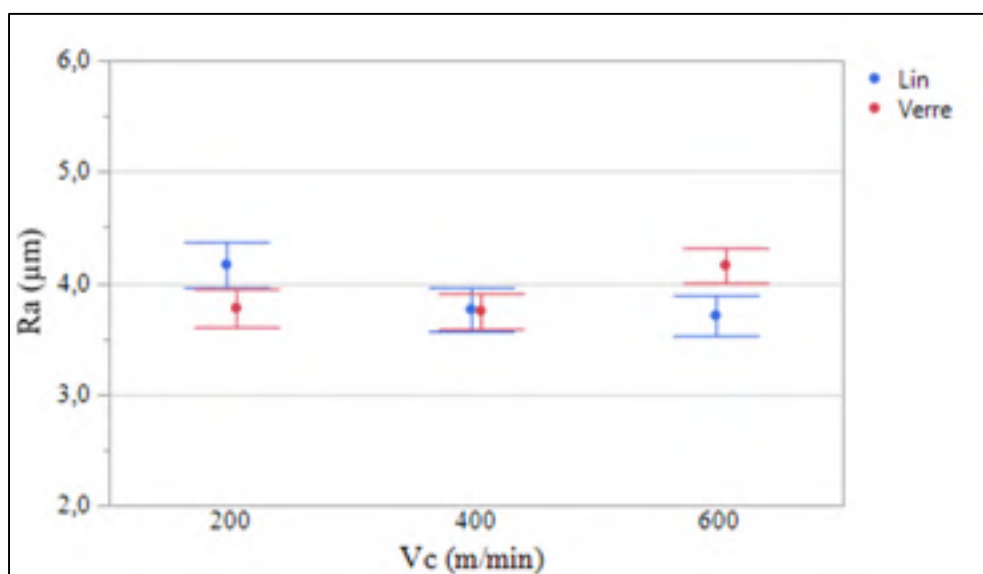


Figure 4.21 Comparaison de Ra_l en fonction de Vc des deux matériaux indépendamment de l'outil de coupe, de θ et de f (effet principal)

Concernant l'interaction entre l'outil de coupe, l'orientation des fibres et l'avance par tour (Voir Figure 4.22), le comportement de la rugosité varie légèrement. Pour les échantillons usinés avec l'outil #1, lorsque les fibres sont orientées à -45° , la rugosité des surfaces du laminé composite à fibres de lin est plus élevée pour les faibles avances (de 0,025 à 0,2 mm/rév). Ensuite, lorsque f varie de 0,2 à 0,45 mm/rév, les rugosités des deux composites s'égalisent (les intervalles de confiance se coupent). À 45° , la seule différence est observée pour la plus faible avance ; la meilleure rugosité correspond à celle du GFRP. Quant aux fibres orientées à 90° , une différence significative de la moyenne de Ra est obtenue pour $f1$ et $f6$. Dans le premier cas, les fibres de verre offrent le meilleur résultat alors que dans l'autre cas, la rugosité Ra la plus faible est celle du FFRP. Il est intéressant de remarquer que pour cette orientation de fibres, l'étendue de l'intervalle de confiance des moyennes de rugosité du GFRP augmente avec l'avance. Ce résultat témoigne de l'effet d'une usure croissante de l'outil de coupe. Plus l'usure augmente et plus les résultats sont dispersés. Lorsque θ est de 0° , un phénomène similaire à l'effet principal de f sur Ra est observé.

Pour les échantillons usinés avec l'outil #2, le point de croisement lorsque θ est de -45° correspond à une avance de 0,2 mm/rév. Dans le cas d'un angle d'orientation de 0° , il est obtenu lorsque f est de 0,05 mm/rév. Lorsque θ est égal à 90° , la rugosité des échantillons du composite verre époxy est plus élevée que celle du composite lin/époxy pour toutes les vitesses d'avance à l'exception de 0,1 mm/rév. Ces valeurs d'avance consistent en des valeurs intermédiaires de part et d'autre de l'avance optimale pour le détournage du lin/époxy. Quant au dernier cas ($\theta = 45^\circ$), la rugosité des échantillons de composite verre/époxy est plus élevée, peu importe la vitesse d'avance.

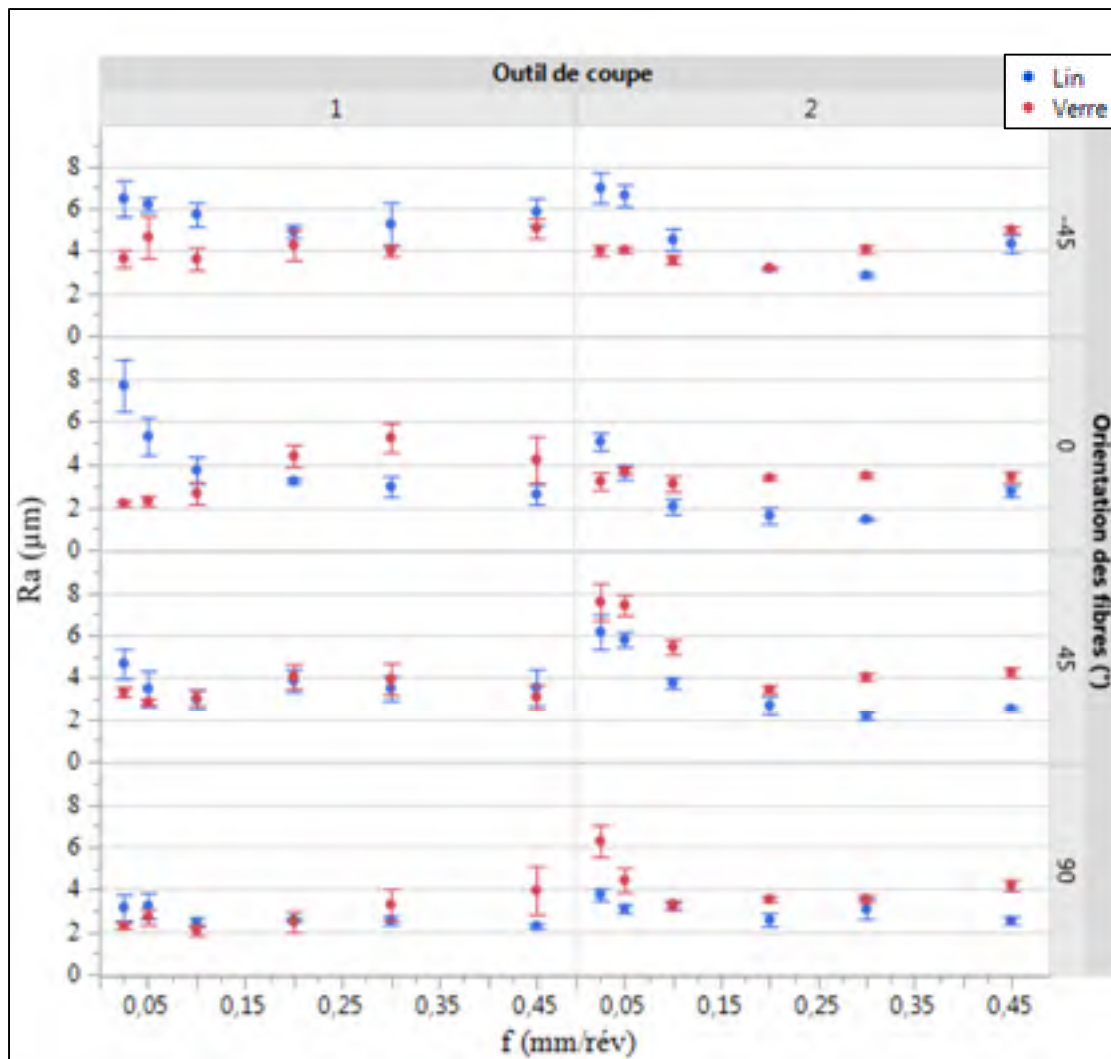


Figure 4.22 Comparaison de Ra_l en fonction de f des deux matériaux dépendamment de l'outil de coupe et de θ et indépendamment de Vc

Si l'on compare l'effet de Vc sur Ra_l des deux composites (Voir Figure 4.23), dépendamment de l'outil de coupe et de l'orientation des fibres, différentes conclusions apparaissent. Globalement, lors d'une découpe avec l'outil #1, le détournage du composite à fibres de lin génère la rugosité la plus élevée sauf lorsque θ est de 90° où un point de croisement des deux courbes apparaît. En revanche, avec l'outil #2, le meilleur état de surface est obtenu pour ce même matériau sauf lorsque θ est de -45° où le GFRP présente une meilleure rugosité.

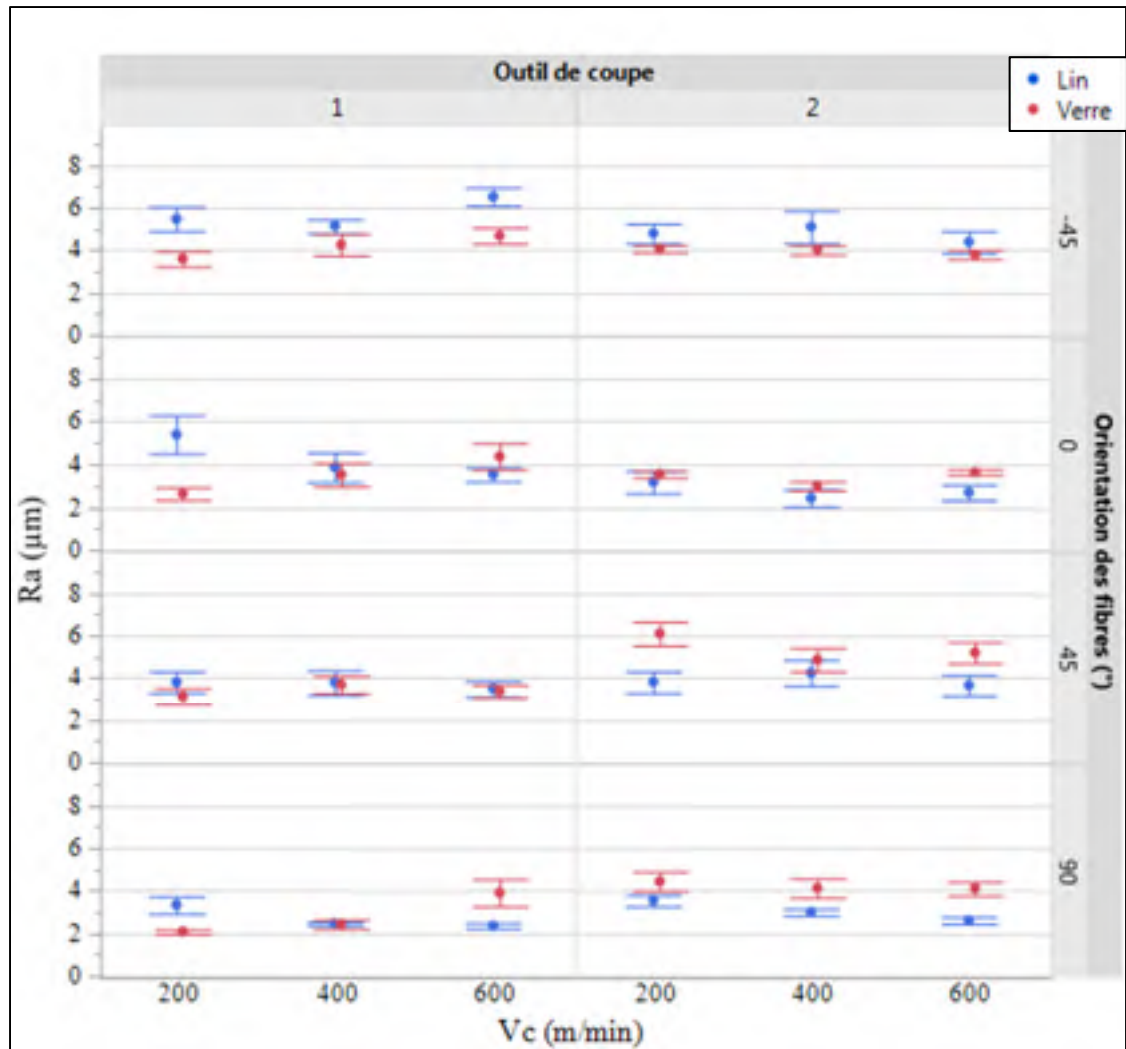


Figure 4.23 Comparaison de Ra_l en fonction de Vc des deux matériaux dépendamment de l'outil de coupe et de θ et indépendamment de f

La pire rugosité longitudinale des échantillons en GFRP usinés avec l'outil #1 est obtenue lorsque les fibres sont orientées à -45° (Voir Figure 4.24). Elle diminue ensuite et se stabilise lorsque θ est de 0° et 45° . Le meilleur état de rugosité est obtenu lorsque les fibres sont orientées à 90° . Pour les échantillons usinés avec l'outil #2, la rugosité la plus élevée du composite à fibres de verre est atteinte lorsque θ est de 45° . Les FFRP offrent un meilleur état de surface lorsque l'outil utilisé est l'outil #2. En revanche, ils offrent un pire état de surface avec l'outil #1.

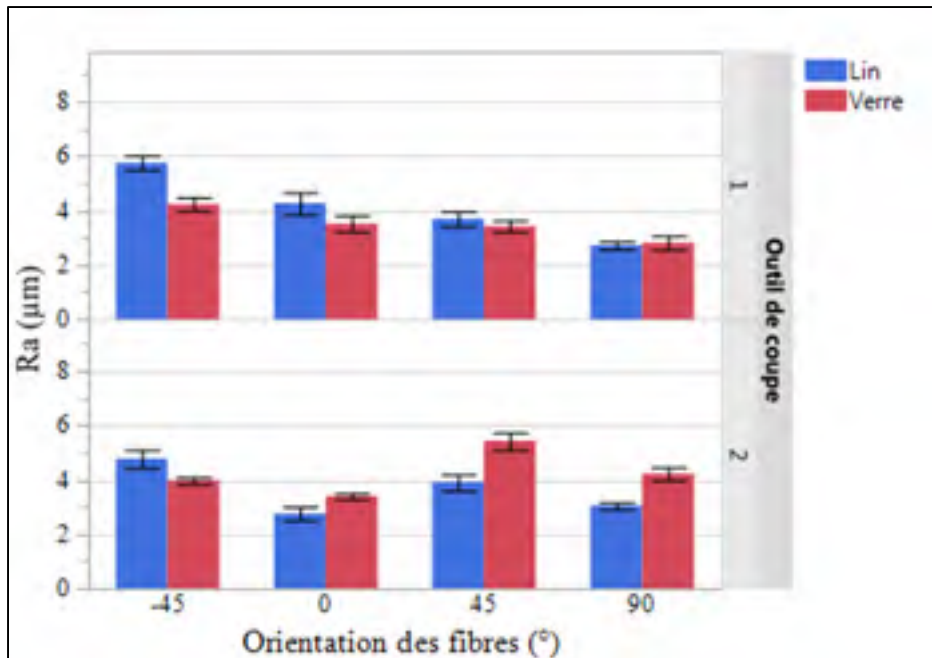


Figure 4.24 Comparaison de Ra_l en fonction de l'outil de coupe et de θ (GFRP vs FFRP) indépendamment de f et V_c

4.7 Conclusion

À l'issue des résultats précédents, il s'avère que la vitesse d'avance est le facteur le plus influent sur la qualité du détourage suivi par l'orientation des fibres. Dépendamment de l'avance, l'un ou l'autre des deux types de renforts est plus intéressant. De manière générale, les fibres de verre ont montré de meilleurs résultats pour les faibles avances et les faibles vitesses de coupe. Les fibres de lin occasionnent une meilleure qualité de détourage pour des avances et des vitesses de coupe intermédiaires à élevées. L'outil #2 convient plus au détourage des composites à fibres de lin alors que l'outil #1 convient au détourage des GFRP.

Les fibres de lin offrent une meilleure usinabilité que les fibres de verre. Les FFRP sont plus faciles à usiner avec des efforts de coupe relativement faibles comparés à ceux générés par le composite à fibres de verre. Aucune usure d'outil n'a été observée pendant la découpe du FFRP et ce quel que soit l'outil. En revanche, une usure prononcée de l'outil non revêtu est observée dans l'autre cas. Ainsi, la dureté du revêtement de l'outil de coupe joue un rôle crucial dans la qualité du détourage des composites à fibres de verre. Les conditions d'usage optimales des

deux matériaux sont résumées dans le tableau suivant. Il est intéressant de noter que lorsque les conditions de coupe du composite à fibres de lin sont optimales (f égale à $0,05 \text{ mm/rév}$), le détournage du composite à fibres de verre génère une meilleure qualité de surface et vice-versa.

Tableau 4.11 Tableau récapitulatif des conditions de coupe optimales

Facteurs	Lin/époxy	Verre/époxy
Vitesse d'avance (mm/rév)	0,05	0,1
Vitesse de coupe (m/min)	600	200
Outil de coupe	#2	#1
Orientation des fibres ($^{\circ}$)	0	0

Pour conclure, si l'on désire remplacer les fibres de verre par des fibres de lin pour renforcer des structures polymères destinées à des opérations de détournage, un compromis devrait être fait. Plusieurs autres critères à part la qualité du détournage doivent être pris en compte pour pouvoir juger sur la supériorité de l'un des deux matériaux le plus fidèlement possible.

CONCLUSION

L'objectif principal de cette étude était de qualifier l'usinabilité d'un matériau composite lin/époxy unidirectionnel afin d'identifier les conditions de coupe optimales (vitesse de coupe et vitesse d'avance) en regard des critères qualité identifiés comme étant le fini et l'intégrité de surface, l'usure d'outil et les forces de coupe. L'évolution de ces critères a été étudiée en fonction des paramètres de coupe, de l'orientation des fibres et de la géométrie de l'outil de coupe. L'objectif secondaire de la recherche était de valider le potentiel de substitution, d'un point de vue usinabilité, du composite verre/époxy par le composite lin/époxy. Les résultats ont montré que :

- Les composites à fibres de lin peuvent être facilement usinables. Aucune usure d'outil n'a été observée et les efforts de coupe sont relativement faibles dans la majorité des essais de détournage. Ceci valide le fait que les fibres de lin sont non abrasives.
- Le mode d'usinage en avalant est à proscrire puisqu'il génère une rugosité de surface très élevée.
- Une corrélation entre les efforts de coupe et la rugosité arithmétique d'une part et entre la rugosité totale R_t et R_a d'autre part a été établie.
- Les réponses de l'étude sont corrélées avec la vitesse d'avance, la vitesse de coupe, l'orientation des fibres et la géométrie de l'outil de coupe.
- L'avance f est le facteur le plus influent sur les variables dépendantes suivie par l'orientation des fibres. La vitesse de coupe est aussi significativement influente bien que son effet reste modéré par rapport à celui de l'avance.
- Pour optimiser le détournage du composite à fibres de lin, une faible avance ($0,05 \text{ mm/rév}$) et une vitesse de coupe élevée (600 m/min) sont recommandées. L'outil de coupe #2 avec son faible rayon de coupe et sa géométrie spéciale (profils inversés d'une dent à l'autre facilitant le cisaillement des fibres) a produit de meilleurs résultats que l'outil #1. L'outil #2 est un outil en carbure non revêtu et a donc une faible dureté. Cela montre que le matériau et le revêtement de l'outil de coupe importent peu lors de l'usinage des FFRP étant donné la faible dureté et la souplesse des fibres de lin.

- La meilleure qualité de détourage du composite lin/époxy est assurée lorsque les fibres sont orientées à 0° .
- Les tendances des réponses varient radicalement en fonction des niveaux des facteurs de même que des interactions de ces derniers.
- Des modèles statistiques prédictifs des efforts de coupe, de la rugosité et du délaminage ont été proposés. Le terme commun de tous ces modèles est la vitesse d'avance f .
- Concernant le détourage du GFRP, les fibres de verre s'avèrent très abrasives par rapport aux fibres de lin. Une usure prononcée de l'outil #2 a été observée à la fin de l'expérimentation. L'usure de l'outil #1 est une usure en flanc et elle est beaucoup plus faible que celle de l'outil #2 grâce à la dureté des plaquettes PCD.
- Dans le cas du composite à fibres de verre, les paramètres optimaux semblent être une faible vitesse de coupe (200 m/min) et une vitesse d'avance intermédiaire ($0,1 \text{ mm/rév}$). Les fibres orientées à 0° génèrent la meilleure qualité de détourage. Par ailleurs, l'outil #1, ayant une dureté très élevée grâce à ses plaquettes en PCD, s'avère plus adéquat que l'outil #2 pour l'usinage des GFRP.
- La qualité de détourage du GFRP est meilleurs que celle du FFRP lorsque les vitesses d'avance sont faibles (inférieures à $0,1 \text{ mm/rév}$) mais, à ces avances, le détourage du composite à fibres de verre n'est pas optimal (l'avance optimale est de $0,1 \text{ mm/rév}$). Par ailleurs, les fibres de lin offrent une meilleure qualité d'usinage que les fibres de verre pour des avances intermédiaires à élevées. Cependant, à ces avances, leur usinage n'est pas optimal (f optimale est de $0,05 \text{ mm/rév}$).

Le potentiel des fibres de lin pour remplacer les fibres de verre comme renforcement dans les composites a été confirmé, en ce qui concerne l'aspect d'usinabilité en détourage.

RECOMMANDATIONS


Cette étude s'est limitée aux renforcements unidirectionnels afin de pouvoir étudier l'effet de l'orientation des fibres sur la rugosité, le délaminage et les efforts de coupe. Plusieurs recommandations peuvent être faites pour approfondir la recherche et surmonter ses limites.

- Il serait intéressant de valider les conclusions de cette étude en étudiant l'usinabilité de composites à fibres de lin quasi isotrope. En effet, les composites unidirectionnels ne sont jamais rencontrés dans l'industrie qui privilégie les séquences d'empilement complexes pour leurs propriétés isotropes.
- Une comparaison des propriétés mécaniques des composites à fibres de lin et de celles des composites à fibres de verre après détournage devrait aussi être réalisée afin d'étudier le potentiel des fibres de lin pour remplacer les fibres de verre comme renfort dans les composites.
- Il serait également intéressant de raffiner les plages de niveaux des facteurs autour des points expérimentaux optimaux de même qu'autour des points critiques de la comparaison entre le composite à fibres de verre et le composite à fibres de lin.
- L'usure de l'outil de coupe lors du détournage du GFRP devrait être suivie systématiquement après chaque test afin de pouvoir la modéliser en fonction des paramètres de coupe. Ce suivi permettrait également d'anticiper et d'éliminer l'influence de l'usure sur les réponses de l'étude.

Enfin, il semble nécessaire d'approfondir l'analyse des surfaces détournées en réalisant des scans au microscope à balayage électronique. Ceci permettrait de mieux exploiter et interpréter les résultats de la rugosité.

ANNEXE I

PROCÉDURE DE MOULAGE



Procédure d'injection

Opérateur(s) : Danny Lafleur/Francis Martel
ID Pièce : CDCQ-16089-ID1
Résine: Ardtech Marine 820 et Durcisseur 824
Renfort: Un Unidirectionnel Lineo Flaxtape 200
Nombre de plis : 15
Pression d'injection : 30 psi

Date : 05-07-2016
Épaisseur : 0,181"
Orientation : 0°

CHECK

1- SORTIE DES MATIÈRES PREMIÈRES	
X	- Sortir la résine et la mettre dans le laboratoire J-103. (Laboratoire de chimie)
X	→ Identifier le numéro de lot: PROD045M-200 Durcisseur: PROD050LI-9871
X	- Sortir le renfort et la mettre dans le laboratoire J-109. (Salle de découpe)
X	→ Identifier le numéro de lot: 1148706

2- DÉMARRAGE DES ÉQUIPEMENTS	
X	- Démarrer la presse Carver. (référence: Procédure de la presse)
X	- Démarrer la balance OHAUS. (Explorer Pro, model EP32001)
X	- Démarrer le système d'acquisition Omega RD9L8CD. (référence: Procédure)
X	→ Identifier le fichier: 461230

3- PRÉPARATION DES RENFORTS	
X	- Nettoyer la table et les outils de découpe à l'aide de chiffon et d'alcool isopropylique.
X	- Mettre des gants sans poudre pour la manipulation des renforts.
X	- Découper 15 plis dans le sens 0°.
X	- Pésier les plis.
X	→ Inscrire la masse de renfort: 1893.51 grammes

4- MISE EN PLACE DU LAMINÉ	
X	- Déposer le moule 18" x 18" sur une table à l'aide du transpalette et du gabarit de levage.
X	- Ouvrir le moule en utilisant les grillets.
X	- Installer sur la base du moule les tuyaux d'injection et d'évent.
X	- Déposer les renforts dans le fond du moule en respectant l'orientation 0° dans le sens de l'injection.

Figure-A I-1 Procédure de moulage



X	- Découper 2 bandes de Airdam (3/16" x 3/8") d'environ 8 pouces et les étirer à 16 pouces.
X	- Étirer et positionner le Airdam sur un premier côté de la cavité et pousser la préforme contre le Airdam. Laisser dépasser le Airdam du joint sur le côté de l'entrée. Couper au besoin.
X	- Étirer et positionner le Airdam sur le deuxième côté de la cavité. Laisser dépasser le Airdam du joint sur le côté de l'entrée. Couper au besoin.
X	- Inspecter la mise en place du laminé et s'assurer que des fibres ne dépassent pas de la cavité.
X	- Fermer le moule à l'aide des cefflets et vérifier que le joint ou le laminé ne se déplace pas.
X	- Retirer les cefflets du moule supérieur.

5- CHARGEMENT ET FERMETURE DE LA PRESSE CARVER.	
X	- Descendre le plateau inférieur de la presse et ouvrir la barrière de sécurité.
X	- Avancer le moule en face de la presse à l'aide du transpalette et du gabarit de levage.
X	- Brancher le port d'évent sur le pot à vide.
X	- Déposer le moule dans la presse à l'aide du transpalette et du gabarit de levage.
X	- Fermer la barrière de sécurité et fermer la presse en appliquant une pression de 20 tonnes.
X	→ Inscrire la pression de fermeture de la presse: 20 tonnes.
X	- Ouvrir la barrière de sécurité.
X	- Installer le couvercle du pot de pression et visser les 4 boulons à ailettes.
X	- Brancher les boyaux d'injection et de pression sur le couvercle du pot.
X	- Fermer la valve de la ligne de pression du pot de pression.
X	- Mettre sous vide.
X	- Re-visser les 4 boulons à ailette du couvercle du pot de pression et du pot à vide.
X	- Faire un LEAK TEST sur le moule. Refaire le test aussi longtemps qu'il est nécessaire.
X	→ Inscrire le vide initial: -29,3 pouces de mercure.
X	→ Inscrire le taux de perte de vide: 5 secondes maximum 2 secondes.
X	- Mettre le pot de vide à la pression atmosphérique et ouvrir le pot de pression.
X	- Brancher les sondes de température sur le moule.
X	→ Inscrire le thermocouple du moule inférieur: T1
X	→ Inscrire le thermocouple du moule supérieur: T2

6- PREPARATION DE LA RESINE ET DÉGAZAGE	
X	→ Inscrire la masse de résine: 110,2 grammes.
X	→ Inscrire la masse de durcisseur: 14,8 grammes.
X	- Bien mélanger la résine et le durcisseur.
X	→ Inscrire l'heure du mélange: 12H12
X	- Mettre le mélange de résine dans la cloche à vide.
X	- Alimenter graduellement la cloche à vide à l'aide de la valve à ailettes afin d'obtenir un vide de -29 pouces de mercure.
X	→ Inscrire l'heure début dégazage: 12H17
X	- Laisser le mélange de résine sous vide 5 minutes.
X	- Fermer la valve de vide et ouvrir LENTEMENT la valve à ailette du pot de vide pour ventiler.
X	- Ouvrir LENTEMENT la valve à ailette du pot de vide pour ventiler.
X	→ Inscrire l'heure fin dégazage: 12H22
X	- Mettre le contenant de résine dégazée dans le pot de pression, installer le couvercle du pot de pression et visser les 4 boulons à ailettes.

Figure-A I-1 Procédure de moulage (suite)



7- INJECTION	
X	- Ajuster le pot de vide afin d'obtenir un vide de -29 pouces de mercure.
X	→ Inscrire le vide initial: 30.0 (pouces de mercure)
X	- Fermer la valve à ailette du pot de pression.
X	- Alimenter graduellement le pot en pression à l'aide du régulateur de précision.
X	- Ajuster la pression à 30 psi selon le plan de test.
X	→ Inscrire la pression: 30.0 psi
X	→ Inscrire l'heure début injection: 1.00.00
X	- Vérifier les paramètres d'injection (débit visé 10 g/min).
X	- Si le débit est trop faible, augmenter graduellement la pression.
X	→ Inscrire la pression: 40.0 psi
X	→ Inscrire l'heure du changement de pression: 1.04.11
X	- Vérifier lorsque la résine apparaît à la sortie du moule.
X	→ Inscrire l'heure sortie résine: 1.05.11
X	- Attendre qu'il n'y ait plus de bulles d'air dans le tube transparent.
X	- Fermer la ligne d'injection de résine et la ligne d'évent à l'aide de pinces.
X	→ Inscrire l'heure fin d'injection: 1.06.00 (développer immédiatement la surface de la plaque)
X	- Baisser graduellement la pression et ventiler le pot de pression.
8- CUISSON (BDC pendant 3 heures)	
X	- Faire chauffer les plateaux de la presse à 80°C (176°F).
X	- Débuter la cuisson lorsque le moule atteint 80°C (176°F).
X	→ Inscrire l'heure début cuisson: 1.06.00
X	- Laisser cuire la plaque pendant 3 heures.
X	- À la fin de la cuisson, fermer le chauffage des plateaux de la presse.
X	→ Inscrire l'heure fin cuisson: 1.09.00
X	- Laisser refroidir le moule à température ambiante.
9- DÉMOULAGE ET NETTOYAGE	
X	- Démontez la ligne d'alimentation de résine et la ligne de l'évent.
X	- Ouvrir le couvercle du pot de pression et du pot à vide. Nettoyer les pots.
X	- Éteindre la balance OHAUS.
X	- Fermer l'acquisition de température.
X	- Sur la presse, fermer la barrière de sécurité et descendre le plateau inférieur.
X	- Éteindre la presse Carver (référence: Procédure de la presse).
X	- Décharger le moule de la presse à l'aide du transpalette et du gabarit de levage.
X	- Déposer le moule sur une table.
X	- Installer les œillets du moule supérieur.
X	- Ouvrir le moule en utilisant les œillets.
X	- Démouler la plaque à l'aide de coins à démouler et de bâtons en bois (aucun outils métalliques n'est permis).
X	- Peser la plaque.
X	→ Inscrire la masse de la plaque: 3.7465 grammes
X	- Identifier la plaque sur le dessus dans le coin gauche du côté injection.
X	- Transférer les données brutes (température) et les photos.
X	- Nettoyer le moule avec du Zyxax Surface Cleaner à l'aide de lingette Wypall et traiter au besoin avec du 770-NC

Figure-A I-1 Procédure de moulage (suite)

ANNEXE II

CALCUL DE PRÉCISION ET RÉPÉTITION DES MESURES DE RUGOSITÉ

Tableau-A II-1 Tableau de calcul de précision

Lin	Verre	Déviatiion Lin	Déviatiion Verre
3,273	2,172	0,0135	0,151
3,313	2,316	0,0035	0,007
3,335	2,31	0,0225	0,013
3,331	2,331	0,0135	0,008
3,307	2,332	0,0055	0,009
3,309	2,177	0,0035	0,054
3,318	2,343	0,0055	0,020
3,315	2,356	0,0025	0,033
3,313	2,371	0,0035	0,048
3,311		0,0015	

Moyenne	3,313	2,371
Écart type	0,017	0,061
Déviatiion moyenne (%)	0,302	1,639

ANNEXE III

MATRICE DE CORRÉLATION DES RÉPONSES DE L'ÉTUDE

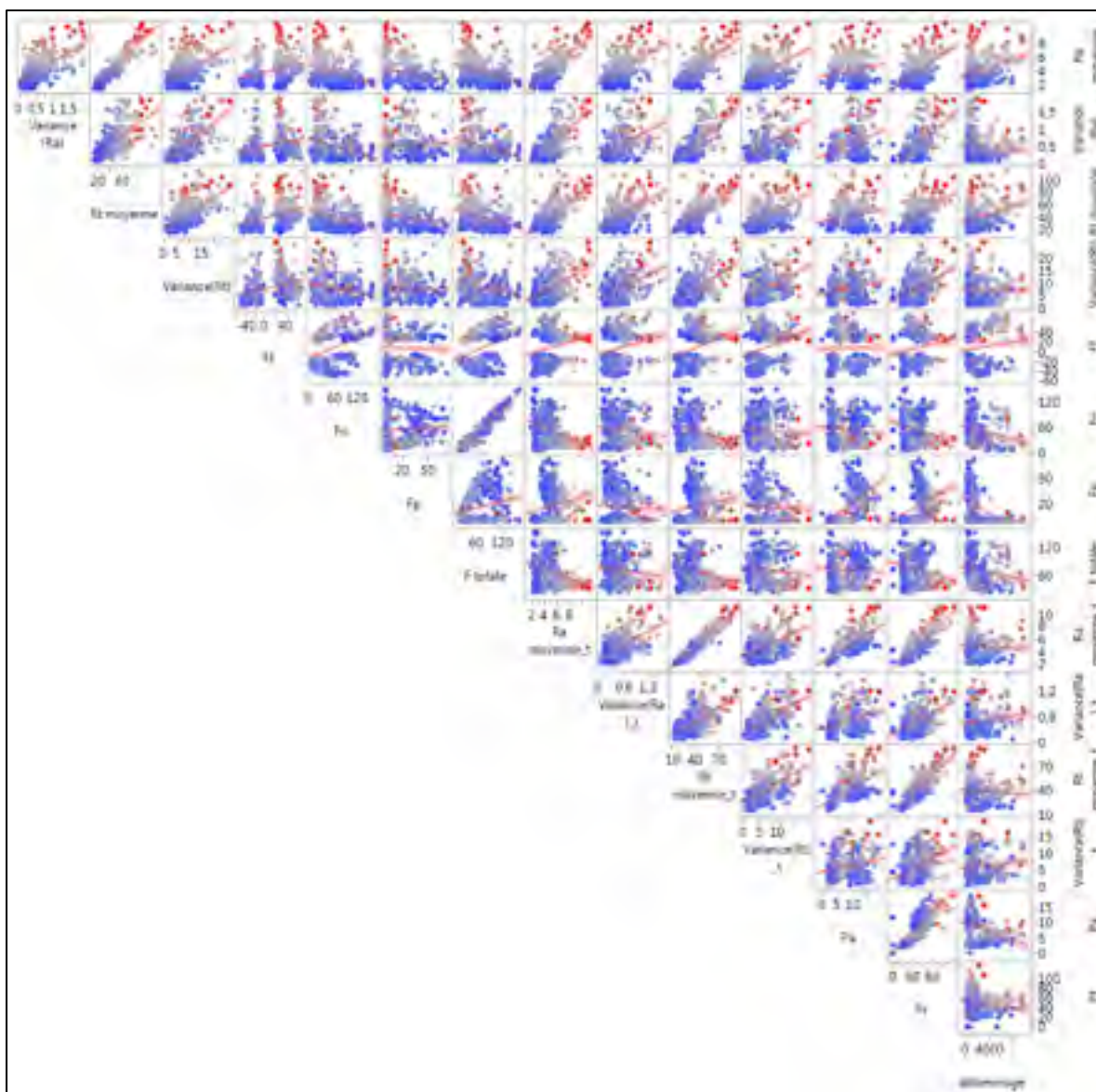


Figure-A III-1 Matrice de corrélation des réponses de l'étude

Tableau-A III-1 Tableau de corrélation (valeur P)

	Ra moyenne	Variance (Ra)	Rt moyenne	Variance(Rt)	Ff	Fn	Fp	F totale	Ra moyenne_1	Variance_1	Rt moyenne_1	Variance_1	Rt_1	Pa	Pt délamination
Ra moyenne	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0002	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001
Variance (Ra)	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.2825	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.1816
Rt moyenne	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0002	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001
Variance(Rt)	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.6264	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.7429
Ff	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.7265	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.8969	0.0345
Fn	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.2271	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0793	0.0901
Fp	0.0002	0.2825	0.0002	0.0002	0.0002	0.2271	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001
F totale	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0002	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001
Ra moyenne_1	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0003	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.3507
Variance(Ra)_1	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0376	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0759
Rt moyenne_1	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0494	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.1865
Variance(Rt)_1	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0005	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0616
Pa	0.0002	< 0.0001	0.0004	< 0.0001	0.8969	0.0793	< 0.0001	0.1005	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001
Pt	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0673	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001	0.0901
délamination	< 0.0001	0.1816	< 0.0001	0.7429	0.0345	0.0600	< 0.0001	0.0005	0.3507	0.0759	0.1865	0.0616	< 0.0001	< 0.0001	< 0.0001

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Aktas, M., Karakuzu, R., & Arman, Y. (2009). Compression-after impact behavior of laminated composite plates subjected to low velocity impact in high temperatures. *Composite Structures*, 89(1), 77-82. doi: 10.1016/j.compstruct.2008.07.002. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2008.07.002>
- Albuquerque, V. H. C. D., Tavares, J. M. R. S., & Durão, L. M. P. (2010). Evaluation of Delamination Damage on Composite Plates using an Artificial Neural Network for the Radiographic Image Analysis. *Journal of Composite Materials*, 44(9), 1139-1159. doi: 10.1177/0021998309351244. Repéré à <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/0021998309351244>
- Alix, S., Marais, S., Morvan, C., & Lebrun, L. (2008). Biocomposite materials from flax plants: Preparation and properties. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(12), 1793-1801. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2008.08.008>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X08002169>
- Ambid, M. (2007). *Evaluation de nanocomposites polypropylène/silicate pour l'isolation électrique : étude des phénomènes de polarisation, de conduction et des propriétés optiques*. Repéré à <http://www.theses.fr/2007TOU30335/document>
- Anandjiwala, R. D., & Boguslavsky, L. (2008). Development of needle-punched nonwoven fabrics from flax fibers for air filtration applications. *Textile Research Journal*, 78(7), 614-624. doi: 10.1177/0040517507081837. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1177/0040517507081837>
- Andersons, J., & Joffe, R. (2011). Estimation of the tensile strength of an oriented flax fiber-reinforced polymer composite. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 42(9), 1229-1235. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2011.05.005>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X11001424>
- Arbelaiz, A., Fernández, B., Ramos, J. A., Retegi, A., Llano-Ponte, R., & Mondragon, I. (2005). Mechanical properties of short flax fibre bundle/polypropylene composites: Influence of matrix/fibre modification, fibre content, water uptake and recycling. *Composites Science and Technology*, 65(10), 1582-1592. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2005.01.008>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353805000370>
- Assarar, M., Scida, D., El Mahi, A., Poilâne, C., & Ayad, R. (2011). Influence of water ageing on mechanical properties and damage events of two reinforced composite materials: Flax-fibres and glass-fibres. *Materials & Design*, 32(2), 788-795. doi:

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2010.07.024>. Repéré à
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306910004590>

Avril, C., A Bailly, P., Njuguna, J., Nassiopoulos, E., & De Larminat, A. (2012). *Development of flax-reinforced bio-composites for high-load bearing automotive parts*.

Awan, G. H., Ali, L., Ghauri, k. M., Engr.Ramzan, & Ehsan, E. (2009). *Effect of various forms of glass fiber reinforcements on tensile properties of polyester matrix composite*. Faculty of Engineering & Technology. Repéré à
http://results.pu.edu.pk/images/journal/jfet/Current-issue/JFET_04_2009%20EFFECT%20OF%20VARIOUS%20FORMS%20OF.pdf

Azmi, A. I., Lin, R. J. T., & Bhattacharyya, D. (2012). Experimental study of machinability of GFRP composites by end milling. *Materials and Manufacturing Processes*, 27(10), 1045-1050. doi: 10.1080/10426914.2012.677917. Repéré à
<http://dx.doi.org/10.1080/10426914.2012.677917>

Azmi, A. I., Lin, R. J. T., & Bhattacharyya, D. (2013a). Machinability study of glass fibre-reinforced polymer composites during end milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 64(1), 247-261. doi: 10.1007/s00170-012-4006-6. Repéré à <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4006-6>

Azmi, A. I., Lin, R. J. T., & Bhattacharyya, D. (2013b). Tool wear prediction models during end milling of glass fibre-reinforced polymer composites. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 67(1), 701-718. doi: 10.1007/s00170-012-4516-2. Repéré à <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4516-2>

Azwa, Z. N., Yousif, B. F., Manalo, A. C., & Karunasena, W. (2013). A review on the degradability of polymeric composites based on natural fibres. *Materials & Design*, 47, 424-442. doi: 10.1016/j.matdes.2012.11.025. Repéré à
<http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2012.11.025>

Babu, G. D., Sivaji Babu, K., & Gowd, U. M. (2013). *Effect of Machining Parameters on Milled Natural Fiber-Reinforced Plastic Composites* (Vol. 1). doi: 10.7726/jame.2013.1001

Baley, C. (2002). Analysis of the flax fibres tensile behaviour and analysis of the tensile stiffness increase. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33(7), 939-948. doi: [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(02\)00040-4](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(02)00040-4). Repéré à
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X02000404>

Baley, C. (2005). Fibres naturelles de renfort pour matériaux composites. *Techniques de l'ingénieur Surfaces et structures fonctionnelles, base documentaire : TIB534DUO*(ref. article : n2220). Repéré à <https://www.techniques-ingenieur.fr#>

- Belingardi, G., & Vadori, R. (2002). Low velocity impact tests of laminate glass-fiber-epoxy matrix composite material plates. *International Journal of Impact Engineering*, 27(2), 213-229. doi: [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(01\)00040-9](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(01)00040-9). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0734743X01000409>
- Bérubé, S. (2012). *Usinage en détournage de laminés composites carbone/époxy* (École de technologie supérieure). Repéré à <http://oatd.org/oatd/record?record=oai%3Aespace.etsmtl.ca%3A1020&q=id%3Aoai%5C%3Aespace.etsmtl.ca%5C%3A1020>
- Bhatnagar, N., Ramakrishnan, N., Naik, N. K., & Komanduri, R. (1995). On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(5), 701-716. doi: [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(95\)93039-9](https://doi.org/10.1016/0890-6955(95)93039-9). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0890695595930399>
- Bledzki, A., Al-Mamun, D. A., Lucka-Gabor, M. M., & Gutowski, V. (2008). *The effects of acetylation on properties of flax fibre and its polypropylene composites* (Vol. Vol. 2). doi: 10.3144/expresspolymlett.2008.50
- Bodros, E., Pillin, I., Montrelay, N., & Baley, C. (2007). Could biopolymers reinforced by randomly scattered flax fibre be used in structural applications? *Composites Science and Technology*, 67(3-4), 462-470. doi: 10.1016/j.compscitech.2006.08.024. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compscitech.2006.08.024>
- Bogoeva-Gaceva, G., Avella, M., Malinconico, M., Buzarovska, A., Grozdanov, A., Gentile, G., & Errico, M. E. (2007). Natural fiber eco-composites. *Polymer Composites*, 28(1), 98-107. doi: 10.1002/pc.20270. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1002/pc.20270>
- Chatelain, J. F., Zaghibani, I., & Monier, J. (Producteur). (2012). Effect of Ply Orientation on Roughness for the Trimming Process of CFRP Laminates. *International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial, Mechatronic and Manufacturing Engineering*. [Journal Article] Repéré à <http://waset.org/publications/1115>
- Chegdani, F. (2016). *Multiscale analysis of machining of biobased materials : Application to biocomposites* (Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM). Repéré à Pastel Star Ensam. (2016ENAM0043). Repéré à <http://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01451078>
- Chegdani, F., Mezghani, S., & El Mansori, M. (2015). Experimental study of coated tools effects in dry cutting of natural fiber reinforced plastics. *Surface and Coatings Technology*, 284(Supplement C), 264-272. doi: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2015.06.083>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0257897215004521>

- Coulon, P. (2013). *Influence de la pression de mise en forme sur le détournage de stratifiés carbone/époxy* (Mémoire de maîtrise électronique, École de technologie supérieure). Repéré à <http://espace.etsmtl.ca/id/eprint/1229>
- Davim, J. P., & Reis, P. (2003). Drilling carbon fiber reinforced plastics manufactured by autoclave—experimental and statistical study. *Materials & Design*, 24(5), 315-324. doi: [https://doi.org/10.1016/S0261-3069\(03\)00062-1](https://doi.org/10.1016/S0261-3069(03)00062-1). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306903000621>
- Davim, J. P., Reis, P., & António, C. C. (2004). A study on milling of glass fiber reinforced plastics manufactured by hand-lay up using statistical analysis (ANOVA). *Composite Structures*, 64(3), 493-500. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2003.09.054>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822303002885>
- Delahaigue, J. (2015). *Influence de la température de coupe sur les propriétés mécaniques en traction uni-axial d'un composite carbone/époxy et étude de l'usinabilité d'un composite lin/époxy* (Mémoire de maîtrise électronique, École de technologie supérieure). Repéré à <http://espace.etsmtl.ca/id/eprint/1471>
- Delahaigue, J., Chatelain, J.-F., & Lebrun, G. (2017). Machining analysis of unidirectional and bi-directional flax-epoxy composite laminates. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, 231(1-2), 196-209. doi: 10.1177/1464420716671970. Repéré à <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/1464420716671970>
- Dewilde, B. (1983). *20 Eeuwen vlas in Vlaanderen*. Tielt : Lannoo. Repéré à <http://lib.ugent.be/catalog/rug01:000050171>
- Dhakal, H. N., Zhang, Z. Y., & Richardson, M. O. W. (2007). Effect of water absorption on the mechanical properties of hemp fibre reinforced unsaturated polyester composites. *Composites Science and Technology*, 67(7), 1674-1683. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2006.06.019>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353806002363>
- Do Thi, V. V. (2011). *Composite materials polymer/natural fiber biodegradables or not* (Université de Grenoble). Repéré à Star Univ-savoie Uga Lcme. (2011GRENA012). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00652477>
- El-Assal, A. M., & Khashaba, U. A. (2007). Fatigue analysis of unidirectional GFRP composites under combined bending and torsional loads. *Composite Structures*, 79(4), 599-605. doi: 10.1016/j.compstruct.2006.02.026. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2006.02.026>
- Erkan, O., Isik, B., Cicek, A., & Kara, F. (2013). Prediction of Damage Factor in end Milling of Glass Fibre Reinforced Plastic Composites Using Artificial Neural Network.

- Applied Composite Materials*, 20(4), 517-536. doi: 10.1007/s10443-012-9286-3. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1007/s10443-012-9286-3>
- Facca, A. G., Kortschot, M. T., & Yan, N. (2007). Predicting the tensile strength of natural fibre reinforced thermoplastics. *Composites Science and Technology*, 67(11), 2454-2466. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2006.12.018>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353807000231>
- Faizal, M. A., Yeo, K. B., & Dalimin, M. N. (2006). Tensile property of hand lay-up plain-weave woven E-glass/polyester composite: curing pressure and ply arrangement effect. *Borneo Science (The Journal of Science and Technology)*, 19(1), 27-34.
- Faruk, O., Bledzki, A. K., Fink, H.-P., & Sain, M. (2012). Biocomposites reinforced with natural fibers: 2000–2010. *Progress in Polymer Science*, 37(11), 1552-1596. doi: <https://doi.org/10.1016/j.progpolymsci.2012.04.003>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0079670012000391>
- Gassan, J., & Bledzki, A. K. (1999). Possibilities for improving the mechanical properties of jute/epoxy composites by alkali treatment of fibres. *Composites Science and Technology*, 59(9), 1303-1309. doi: [https://doi.org/10.1016/S0266-3538\(98\)00169-9](https://doi.org/10.1016/S0266-3538(98)00169-9). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353898001699>
- Gassan, J., & Bledzki, A. K. (2000). Possibilities to Improve the Properties of Natural Fiber Reinforced Plastics by Fiber Modification – Jute Polypropylene Composites –. *Applied Composite Materials*, 7(5), 373-385. doi: 10.1023/A:1026542208108. Repéré à <https://doi.org/10.1023/A:1026542208108>
- Gassan, J., & Dietz, T. (2003). Load-increasing fatigue test to characterize the interface of composites under fatigue loadings. *Journal of Materials Science*, 38(12), 2755-2760. doi: 10.1023/A:1024415525739. Repéré à <https://doi.org/10.1023/A:1024415525739>
- George, G., Joseph, K., Boudenne, A., & Thomas, S. (2010). Recent advances in green composites. *Key Engineering Materials*, 425, 107-166. doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.425.107. Repéré à <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.425.107>
- Goda, K., Sreekala, M. S., Gomes, A., Kaji, T., & Ohgi, J. (2006). Improvement of plant based natural fibers for toughening green composites—Effect of load application during mercerization of ramie fibers. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 37(12), 2213-2220. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.12.014>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X05004422>
- Gornet, L. (2008). *Généralités sur les matériaux composites*. Repéré à <https://cel.archives-ouvertes.fr/cel-00470296>

- Hamedanianpour, H. (2013). *Effect to tool wear on quality of carbon fiber reinforced polymer laminate during edge trimming* (Mémoire de maîtrise électronique, École de technologie supérieure). Repéré à <http://espace.etsmtl.ca/id/eprint/1574>
- Hamedanianpour, H., & Chatelain, J.-F. (2013). *Effect of Tool Wear on Quality of Carbon Fiber Reinforced Polymer Laminate during Edge Trimming* (Vol. 325-326). doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.325-326.34
- Hamidi, Y. K., Aktas, L., & Altan, M. C. (2005). Effect of packing on void morphology in resin transfer molded E-glass/epoxy composites. *Polymer Composites*, 26(5), 614-627. doi: 10.1002/pc.20132. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1002/pc.20132>
- Ho Thi, T. N. (2008). *Étude de l'influence de la température et de l'humidité sur les propriétés mécaniques en traction des fibres de chanvre et de coco* (Thèse de doctorat). Repéré à <http://espace.etsmtl.ca/id/eprint/128>
- Hosokawa, A., Hirose, N., Ueda, T., & Furumoto, T. (2014). High-quality machining of CFRP with high helix end mill. *CIRP Annals*, 63(1), 89-92. doi: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.084>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850614000870>
- Iba, H., Chang, T., & Kagawa, Y. (2002). Optically transparent continuous glass fibre-reinforced epoxy matrix composite: Fabrication, optical and mechanical properties. *Composites Science and Technology*, 62(15), 2043-2052. doi: 10.1016/S0266-3538(02)00156-2. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1016/S0266-3538\(02\)00156-2](http://dx.doi.org/10.1016/S0266-3538(02)00156-2)
- International Standard Organization. (1989). *Tool life testing in milling*
- Jenarthanan, M., R., J., & Naresh, N. (2013). Analysis of factors influencing delamination in milling process of glass fibre reinforced plastic (GFRP) composite materials. *Multidiscipline Modeling in Materials and Structures*, 9(3), 293-306. doi: 10.1108/MMMS-03-2012-0005. Repéré à <http://www.emeraldinsight.com/doi/abs/10.1108/MMMS-03-2012-0005>
- Joffe, R., Andersons, J., & Wallström, L. (2005). Interfacial shear strength of flax fiber/thermoset polymers estimated by fiber fragmentation tests. *Journal of Materials Science*, 40(9), 2721-2722. doi: 10.1007/s10853-005-2115-4. Repéré à <https://doi.org/10.1007/s10853-005-2115-4>
- Joshi, S. V., Drzal, L. T., Mohanty, A. K., & Arora, S. (2004). Are natural fiber composites environmentally superior to glass fiber reinforced composites? *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 35(3), 371-376. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2003.09.016>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X03002951>

- Khashaba, U. A. (2004). Delamination in drilling GFR-thermoset composites. *Composite Structures*, 63(3), 313-327. doi: [https://doi.org/10.1016/S0263-8223\(03\)00180-6](https://doi.org/10.1016/S0263-8223(03)00180-6). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263822303001806>
- Kvavadze, E., Bar-Yosef, O., Belfer-Cohen, A., Boaretto, E., Jakeli, N., Matskevich, Z., & Meshveliani, T. (2009). 30,000-year-old wild flax fibers. *Science*, 325(5946), 1359. doi: 10.1126/science.1175404
- Lasri, L. (2009). *Macromechanical and micromechanical modelling of machining long fiber reinforced polymer composites* (Arts et Métiers ParisTech). Repéré à Ensam Pastel Paristech. (2009ENAM0031). Repéré à <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00005643>
- Lundström, T. S., & Gebart, B. R. (1994). Influence from process parameters on void formation in resin transfer molding. *Polymer Composites*, 15(1), 25-33. doi: 10.1002/pc.750150105. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1002/pc.750150105>
- Mohanty, A., Misra, M., Drzal, L., Selke, S., R. Harte, B., & Hinrichsen, G. (2005). *Natural Fibers, Biopolymers, And Biocomposites* (Vol. 1). doi: 10.1201/9780203508206
- Munikenche Gowda, T., Naidu, A. C. B., & Chhaya, R. (1999). Some mechanical properties of untreated jute fabric-reinforced polyester composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 30(3), 277-284. doi: [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(98\)00157-2](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(98)00157-2). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X98001572>
- Muralidhar, B. A. (2013). Study of flax hybrid preforms reinforced epoxy composites. *Materials & Design (1980-2015)*, 52(Supplement C), 835-840. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.06.020>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306913005542>
- Mwaikambo, L. Y., Tucker, N., & Clark, A. J. (2007). Mechanical Properties of Hemp-Fibre-Reinforced Euphorbia Composites. *Macromolecular Materials and Engineering*, 292(9), 993-1000. doi: 10.1002/mame.200700092. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1002/mame.200700092>
- Nguyen, D. C. (2016). *Caractérisation de l'interface fibre/matrice application aux composites polypropylène/chanvre*. Repéré à <http://www.theses.fr/2016TROY0009/document>
<http://www.theses.fr/2016TROY0009/abes>
<http://www.theses.fr/2016TROY0009>

- Oksman, K. (2001). High Quality Flax Fibre Composites Manufactured by the Resin Transfer Moulding Process. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 20(7), 621-627. doi: 10.1177/073168401772678634. Repéré à <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/073168401772678634>
- Palanikumar, K. (2006). *Cutting Parameters Optimization for Surface Roughness in Machining of GFRP Composites using Taguchi's Method* (Vol. 25). doi: 10.1177/0731684406068445
- Palanikumar, K., & Paulo Davim, J. (2007). Mathematical model to predict tool wear on the machining of glass fibre reinforced plastic composites. *Materials & Design*, 28(7), 2008-2014. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2006.06.018>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306906002123>
- Panneerselvam, K., Pradeep, K., & Asokan, P. (2012). Optimization of End Milling Parameters for Glass Fiber Reinforced Plastic (GFRP) Using Grey Relational Analysis. *Procedia Engineering*, 38(Supplement C), 3962-3968. doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2012.06.453>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705812023661>
- Patel, H., Ren, G., Hogg, P. J., & Peijs, T. (2015). Hemp fibre as alternative to glass fibre in sheet moulding compound. Part 2—impact properties. *Plastics, Rubber and Composites*, 44(7), 291-298. doi: 10.1179/1743289815Y.0000000030. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1179/1743289815Y.0000000030>
- Pejic, B. M., Kostic, M. M., Skundric, P. D., & Praskalo, J. Z. (2008). The effects of hemicelluloses and lignin removal on water uptake behavior of hemp fibers. *Bioresource Technology*, 99(15), 7152-7159. doi: <https://doi.org/10.1016/j.biortech.2007.12.073>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0960852408000102>
- Rahman, M. R., Huque, M. M., Islam, M. N., & Hasan, M. (2008). Improvement of physico-mechanical properties of jute fiber reinforced polypropylene composites by post-treatment. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(11), 1739-1747. doi: 10.1016/j.compositesa.2008.08.002. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2008.08.002>
- Sathishkumar, T., Satheeshkumar, S., & Naveen, J. (2014). Glass fiber-reinforced polymer composites – a review. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 33(13), 1258-1275. doi: 10.1177/0731684414530790. Repéré à <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/0731684414530790>
- Schilling, P. J., Karedla, B. R., Tatiparthi, A. K., Verges, M. A., & Herrington, P. D. (2005). X-ray computed microtomography of internal damage in fiber reinforced polymer

- matrix composites. *Composites Science and Technology*, 65(14), 2071-2078. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2005.05.014>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266353805001879>
- Sheikh-Ahmad, J., Urban, N., & Cheraghi, H. (2012). Machining Damage in Edge Trimming of CFRP. *Materials and Manufacturing Processes*, 27(7), 802-808. doi: 10.1080/10426914.2011.648253. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1080/10426914.2011.648253>
- Shyha, I. S., Soo, S. L., Aspinwall, D. K., & Bradley, S. (2011). The effect of peel ply layer on hole integrity when drilling carbon fibre-reinforced plastic. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 225(7), 1217-1223. doi: 10.1177/2041297510393797. Repéré à <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/2041297510393797>
- Sodoke, K., Toubal, L., & Laperrière, L. (2016). *Étude de la durabilité d'un matériau composite à fibres naturelles* (Thèse de doctorat, Université de Québec à Trois-Rivières, Centre de recherche sur les matériaux renouvelables). (1).
- Sreenivasulu, R. (2013). Optimization of Surface Roughness and Delamination Damage of GFRP Composite Material in End Milling Using Taguchi Design Method and Artificial Neural Network. *Procedia Engineering*, 64(Supplement C), 785-794. doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.09.154>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705813016688>
- Stamboulis, A., Baillie, C. A., Garkhail, S. K., van Melick, H. G. H., & Peijs, T. (2000). Environmental Durability of Flax Fibres and their Composites based on Polypropylene Matrix. *Applied Composite Materials*, 7(5), 273-294. doi: 10.1023/A:1026581922221. Repéré à <https://doi.org/10.1023/A:1026581922221>
- Teti, R. (2002). Machining of Composite Materials. *CIRP Annals*, 51(2), 611-634. doi: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61703-X](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61703-X). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S000785060761703X>
- Torabizadeh, M. A. (2013). Tensile, compressive and shear properties of unidirectional glass/epoxy composites subjected to mechanical loading and low temperature services. *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, 20(4), 299-309.
- Tsao, C. C., & Hocheng, H. (2005). Computerized tomography and C-Scan for measuring delamination in the drilling of composite materials using various drills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(11), 1282-1287. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.01.009>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695505000131>

- Vasudevan, H., Rajguru, R. R., & Deshpande, N. C. (2014). Experimental Investigation and Optimization in Edge Milling of NEMA G-11 GFRP/Epoxy Composites. *Procedia Materials Science*, 5(Supplement C), 2105-2114. doi: <https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.546>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2211812814009110>
- Wang, D. H., Ramulu, M., & Arola, D. (1995). Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(12), 1623-1638. doi: [https://doi.org/10.1016/0890-6955\(95\)00014-O](https://doi.org/10.1016/0890-6955(95)00014-O). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/089069559500014O>
- Wang, F., Yin, J., Jia, Z., Niu, B., & Liu, W. (2017). A novel approach to evaluate the delamination extent after edge trimming of carbon-fiber-reinforced composites. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 0(0), 0954405417699015. doi: 10.1177/0954405417699015. Repéré à <http://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/0954405417699015>
- Wang, Y. G., Yan, X. P., Chen, X. G., Sun, C. Y., & Liu, G. (2011). *Cutting Performance of Carbon Fiber Reinforced Plastics Using PCD Tool* (Vol. 215). doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.215.14
- Woodson, G. E., & Koch, P. (1970). *Tool forces and chip formation in orthogonal cutting of loblolly pine*. [New Orleans, La.]: Southern Forest Experiment Station, Forest Service, U.S. Dept. of Agriculture. Repéré à <https://catalog.hathitrust.org/Record/007405528> <https://hdl.handle.net/2027/umn.31951d02889331b>
- Yan, L., Chouw, N., & Jayaraman, K. (2014). Flax fibre and its composites – A review. *Composites Part B: Engineering*, 56(Supplement C), 296-317. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.08.014>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359836813004228>
- Yuanyushkin, A. S., Rychkov, D. A., & Lobanov, D. V. (2014). *Surface Quality of the Fiberglass Composite Material after Milling* (Vol. 682). doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.682.183
- Zampaloni, M., Pourboghrat, F., Yankovich, S. A., Rodgers, B. N., Moore, J., Drzal, L. T., . . . Misra, M. (2007). Kenaf natural fiber reinforced polypropylene composites: A discussion on manufacturing problems and solutions. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38(6), 1569-1580. doi: <https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2007.01.001>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X07000048>

Zhu, J., Zhu, H., Njuguna, J., & Abhyankar, H. (2013). Recent Development of Flax Fibres and Their Reinforced Composites Based on Different Polymeric Matrices. *Materials*, 6(11), 5171. Repéré à <http://www.mdpi.com/1996-1944/6/11/5171>